

Національний технічний університет України  
"Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського"  
Міністерства освіти і науки України

Національний технічний університет України  
"Київський політехнічний інститут ім. Ігоря Сікорського"  
Міністерства освіти і науки України

Кваліфікаційна наукова  
праця на правах рукопису

СТОВПНИК Станіслав Миколайович

Гриф  
Прим. № \_\_\_\_  
УДК 622.031

## **ДИСЕРТАЦІЯ**

# **РОЗВИТОК ОСНОВ РУЙНІВНОГО ДЕФОРМУВАННЯ ПРИКОНТУРНИХ ПОРІД СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНОГО МАСИВУ ДІЄЮ ГЕОТЕХНІЧНИХ ЗБУРЕНЬ**

Спеціальність 05.15.09 – Геотехнічна і гірнича механіка  
технічні науки

Подається на здобуття наукового ступеня доктора наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело

---

(підпис, ініціали та прізвище здобувача)

Київ - 2021

## АНОТАЦІЯ

Руйнування, як механічне явище втрати суцільності та/або форми твердого тіла, має значне поширення в інженерній практиці і супроводжується раптовими проявами, які до сьогодні складно прогнозуються. Значні досягнення отримані і поширені для умов крихкого руйнування твердих тіл (теорія А. Гриффіта та інш.), що відповідає руйнуванню міцних кристалічних порід. Активно розвиваються дослідження по застосуванню теорії пластичного руйнування Р. Мізеса для ідеально пластичних тіл. Певні досягнення отримані для комбінованого підходу до руйнування гірських порід середньої міцності поєднанням крихкої та пластичної форм руйнування. В той же час дослідження руйнування слабких порід зосередженні на стадії експериментального накопичення результатів, які на сьогодні випереджають створення теоретичних гіпотез. Практичним підтвердженням цих висновків стало відкриття явища зональної дезінтеграції гірських порід, теоретичні засади якого на сьогодні не доведені. Тому цей напрямок наукових досліджень має загальнотеоретичну значимість.

У зв'язку з вичерпанням запасів енергоресурсів за останні десятиріччя відбулося значне поширення гірських робіт в умовах слабких порід, до яких відносяться масиви слабометаморфізованих порід. Розробка в цих умовах супроводжується інтенсивними проявами гірського тиску, ускладненням технологічних процесів і зниженням економічної ефективності підприємств. Ці обставини мають посилений вплив в умовах вуглевидобувних підприємств, де технологічно підтримується значна мережа гірських виробок. Крім того, вуглевидобуток створює одну з головних вітчизняних складових забезпечення балансу економіки України енергоресурсами, причому ця провідна позиція залишається актуальною в середньостроковій перспективі у зв'язку з сформованим рівнем споживання (понад 50%) для базової промисловості України (12 теплових електростанцій і 15 коксохімічних підприємств) та зростанням споживання вугілля у побутовому секторі.

В цілому надра України містять 117,5 млрд т вугілля як геологічно перспективні запаси, з них 109,2 млрд т – кам'яне вугілля, 55,6 млрд т – балансові. Технологічно доступні як промислові становлять 33,9 млрд т (4 % світових). За річного видобутку 70–80 млн т забезпеченість енергоносієм досягає періоду 400 років.

У 2014–2016 роках вуглевидобуток зменшився на 50–60%, з 95 діючих 61 шахта залишились на неконтрольованій території, у тому числі шахти, що видобувають антрацитове вугілля. Загальний видобуток енергетичного вугілля протягом останнього часу не перевищує 30 млн т на рік, у тому числі ТОВ «ДТЕК «Павлоградвугілля» щорічно видобуває до 20 млн т, що становить 70% загального обсягу. Реальні перспективи підвищення видобутку пов'язані з інтенсивним розвитком родовищ Дніпровської області: нове шахтобудівництво в межах Самарського та Новомосковського районів та інтенсифікація робіт на діючих підприємствах Петропавлівсько-Павлоградського. Інші вуглепромислові райони мають запаси близькі до вичерпання (Червоноармійський та Селідовський райони Донецької області і Лисичанський район Луганської) або ділянки з перспективними запасами знаходяться у непідконтрольних районах (Північний і Південний Донбас).

Промислові поклади вугілля в Україні розподілені за потужністю пластів: до 1,2 м – 74 %, понад 1,2 м – 20,4 %, що визначає перспективу виймання тонких та дуже тонких пластів, переважаюча більшість (до 60 %) яких зосереджена в геолого-промислових районах Західного Донбасу.

З 48 перспективних ділянок для нового будівництва шахт 35 ділянок розташовані на території родовищ Західного Донбасу і передбачають будівництво підприємств потужністю 4–5 млн т на рік. Зважаючи на те, що нове будівництво пов'язане із великими капітальними вкладеннями і потребує значного часу для досягнення валового обсягу, найбільш перспективним варто вважати інтенсифікацію вуглевидобутку на діючих підприємствах Павлоградсько-Петропавлівського району, що дозволить в

короткостроковій перспективі отримати зростання обсягів вугільної продукції за мінімальних капітальних витрат.

В цілому підприємства Західного Донбасу першими розробляють Самарську свиту пластів, яка є розгалуженням покладів Донецького басейну в межах Донецько-Дніпровської западини. Початок освоєння району відноситься до другої половини 20 сторіччя (дослідна шахта «Тернавська» закладена в 1949 році). З 80-х років 12 шахт видобували близько 12 млн т на рік. Останнім часом шахти «Павлоградвугілля» відпрацьовували запаси на глибинах 120–300 м, де геологічні умови були сприятливими, однак перехід гірничих робіт на більш глибокі горизонти викликав значне посилення проявів гірничого тиску, інтенсивні зрушення порід (понад 1 м за рік) і відповідне погіршення стійкості шахтної мережі виробок, що стало головним фактором стримування, який не дозволяє нарощувати обсяги вуглевидобутку, тому дослідження цього напрямку мають актуальне науково-технічне значення.

Загалом слід визнати, що отримання закономірностей поведінки гірського масиву, які ґрунтуються на дослідженнях геомеханічних процесів, що виникають у масиві під час порушення його рівноваги, у тому числі від проведення гірничих робіт, складає основу вирішення **науково-технічної проблеми управління гірським тиском в складних гірничо-геологічних умовах.**

Дослідження деформування та руйнування порід навколо виробок виконано широким колом вчених у різноманітних умовах. Визначні досягнення щодо механіки підземних споруд отримані такими дослідниками, як І.В. Баклашов, О.О. Борисов, В.І. Борщ-Компонієц, М.С. Буличов, О.С. Бурчаков, Ф.М. Воскобоев, Ю.Л. Векслев, В.В. Виноградов, М.М. Гелескул, В.Т. Глушко, О.М. Динник, Е.В. Друдко, В.П. Друцко, Й.С. Єржанов, М.П. Зборщик, Ю.З. Заславський, О.М. Зорін, Г.М. Кузнецов, Г.О. Катков, К.В. Кошелєв, В.О. Картозія, Г.О. Крупенніков, Ю.М. Ліберман, Г.Г. Литвинський, О.П. Максимов, С.Г. Михлин, Л.Я. Парчевський, Г.С.



Піньковський, М.Л. Протодьяконов, К.В. Рупенейт, О.М. Роєнко, К.С. Сажин, М.О. Ставрогин, К.Ф. Сапицький, Г.О. Симанович, Б.М. Усаченко, Н.М. Фотієва, І.Л. Черняк, Є.І. Шемякин, О.М. Шашенко, А. Лабасс, О. Якобі та ін. Результати цих досліджень дозволили класифікувати прояви гірського тиску, розробити гіпотези поведінки порід і прогнозувати умови підтримання виробок. Серед них варто виокремити гіпотези рівноваги склепіння (А. Шульц, А. Гейм, Д. Талобр, В. Риттер, Ф. Єнгессер, В. Тромпетер, О. Коммерель та ін.), гіпотези руйнування породньої балки (А. Шульц, Н. Фейоль, Г. Манцель та ін.), гіпотези напружено-деформованого стану порід навколо виробки (А. Леон, М.М. Протодьяконов, Ф. Левінсон, О.М. Динник, Дж. Спелдінг, Р. Феннер, В.Д. Слєсарєв, С.Г. Авершин, Р. Квапил, Н. Хаст, О.В. Савостьянов та ін.), гіпотеза термодинамічного стану масиву (В.Ф. Лавриненко, О.Є. Хоменко та ін.). Варто зауважити, що жодна з наведених гіпотез не має універсального характеру, більшість розроблені для конкретних умов та засновані на емпіричних залежностях.

Для проявів опорного тиску розроблені спеціальні гіпотези: склепіння тиску (В. Хаак, Ф. Шпрут, Г. Жил-Литцер та ін.), консольної плити (І. Шпарре, А. Шульц, Ф.А. Белаєнко, К. Кегль, О.О. Борисов та ін.), попереднього руйнування покрівлі А. Лабасса, ступінчатого опускання П.М. Цимбаревича, радіальних зсувів К.В. Руппенейта, хвилі тиску Г. Вебера, Г. Шпаккелера та ін.

Дослідження цих авторів підтвердили складний багатofакторний характер розвитку динамічного опорного тиску, а відсутність узагальнених аналітичних залежностей визначило завдання проведення пошуку для кожного сполучення гірничо-геологічних умов та технологічних факторів.

Специфічні геологічні характеристики родовищ Західного Донбасу (низька міцність порід, значне зволоження, інтенсивна тектонічна тріщинуватість і т.д.) обумовили погіршення технічних умов відпрацювання запасів під час розробки пластів. Для вирішення науково-технічних завдань було досліджено цілу низку питань М.Т. Гришко, І.Є. Головчанським,

М.О. Вигодіним, В.В. Віноградовим, В.В. Євтушенко, В.Я. Кириченко, О.В. Колоколовим, О.В. Кравченко, О.П. Круковським, О.П. Максимовим, В.С. Мартюшевим, Я.Я. Парчевським, Г.С. Пиньковським, Б.М. Усаченко, Ю.М. Халімендиком, А.В. Шмиголем, В.І. Шумейко та ін. Результати цих досліджень забезпечили інтенсивний розвиток розробки родовищ Західного Донбасу, але посилення проявів гірничого тиску під час збільшення глибини розробки, поширення нестійкого стану масиву навколо виробок, неспроможність задіяних технічних рішень забезпечити ефективність виробничих процесів, призвело до зростання обсягів виробок, що не відповідають паспортному стану (до 10 %), збільшенню обсягів ремонтних робіт по підтримці виробок (у 2–3 рази), додаткових втрат від незадовільного стану транспортної та вентиляційної мережі. Ці фактори обумовили уповільнення темпів підготовчих робіт, неочікуваних втрат видобутку, додаткових витрат на транспортування гірської маси і, відповідно, зростання собівартості продукції.

Для виконання наукових пошуків було розроблено комплексну методику проведення досліджень, яка містить методику організації інструментальних спостережень, проведення лабораторних іспитів, аналітичних досліджень, математичного моделювання, промислових випробувань та техніко-економічної оцінки результатів.

Для визначення об'єктів досліджень проаналізовано показники шахт «Павлоградвугілля», де 85 % мережі підземних виробок складають практично горизонтальні (ухил 3–5°) магістральні та ділянкові штреки з строком служби до 35 та 5 років відповідно, квершлаги – 10 % (до 40 років), стволи та біляствольні – до 5% (75 років). У незадовільному стані знаходиться у середньому по об'єднанню біля 5 % довжини підтримуваних виробок, але на шахтах, що працюють на глибинах понад 300 м, – близько 80 % довжини. Показовим є зосередження порушень ПБ у магістральних та підготовчих виробках з металевим рамним кріпленням (збірний залізобетон – до 2 %, монолітний – до 5 %). Щорічно ремонтується до 45 км виробок за

проведення 120 км (до 34 %), але понад 85 % обсягу ремонтних робіт зосереджено на ділянках, закріплених металевими рамними конструкціями.

У роботі вперше обґрунтовано та аналітично визначено енергетичну складову невірноваженого стану гранично напруженого масиву, реалізація якої у вигляді фізичних деформацій та руйнування порід обумовлює затухаючі коливання процесу досягнення рівноваги масиву, порушеного виникненням виробки. Аналітично доведено досягнення мінімального рівня енергетичного стану масиву, як умови рівноваги приконтурного масиву навколо зони зруйнованих порід у формі несиметричного еліпсу за еквівалентного співвідношення квадратів довжин діагоналей еліпсу до показника фізичної анізотропії порід. Запропоновано модель асимптотичного виникнення зон руйнування навколо виробок у вигляді затухаючих гармонійних коливань концентрації нормальних напружень стискання та дотичних напружень розтягнення в оточуючому масиві, де вперше обґрунтовано зворотній взаємозв'язок руйнування порід в бокових частинах масиву та повторної інтенсифікації розшарування порід покрівлі.

Вперше визначено в натурних умовах та експериментально доведено фізичні умови утворення різної форми породних блоків у бокових ціликах виробки як експоненціальної залежності кута нахилу магістральної тріщини під час руйнування породи стисканням від інтенсивності навантаження, що пропорційне швидкості розшарування порід покрівлі, вперше в натурних умовах інструментально зафіксовано явище ущільнення обвалених порід за стисливості навантаженнями гірського тиску та лабораторно доведено ефект відновлення несучої спроможності зруйнованих порід. Вперше експериментальними дослідженнями з бокового розпору за ефектом «пам'яті» гірських порід доведено гідростатичний напружений стан масиву слабкометаморфізованих порід. Вперше в натурних умовах отримано залежності показників розвитку зони зруйнованих порід навколо виробки дією геотехнічних збурень: під час проведення паралельної виробки, впливом видобувних робіт, виконанням ремонтних робіт. Вперше визначено

динаміку затухання опорного тиску після зупинки лави. Вперше доведено умови створення системи «Кріплення – шар армованих порід - масив», яка забезпечує режим наростаючого опору. Вперше встановлена залежність інтенсивності деформаційного процесу навколо виробки від моменту створення замкнутої конструкції кріплення, що доводить взаємодію в системі «масив – спосіб спорудження конструкції кріплення» для слабкометаморфізованих порід.

Практичні результати роботи полягають у такому: розроблено та промислово випробувано систему кріплення «замкнуте кріплення – шар армованих порід – масив», яка забезпечує рівновагу масиву слабкометаморфізованих порід у режимі пружного підпору; розроблено технологію поетапного спорудження виробок на основі залежності інтенсивності деформаційного процесу навколо виробки від моменту створення замкнутої конструкції кріплення; випробувано в магістральних виробках на шахті «Західно-Донбаська» ПАТ «ДТЕК Павлоградвугілля» технологію поетапного замикання конструкції кільцевого кріплення; розроблено галузевий нормативний документ «Руководство по охране горных выработок на шахтах Западного Донбасса» (ВНИМИ); впроваджено комбіновану кільцеву конструкцію двотаврового кріплення та анкерного посилення під час спорудження Бескідського тунелю.

Відмінність досліджень від відомих рішень полягає у розробці конструкції кільцевого кріплення з двотаврового профілю, яке забезпечує спільне деформування навколо контурних порід у режимі «постійного пружного підпору», розробці методики визначення щільності анкерного посилення постійного кріплення шляхом створення просторової конструкції з анкерів, розробці методики розрахунку коефіцієнта послаблення порід у шахтних умовах за даними геологорозвідувальних робіт залежно від напруженого стану масиву, розробці технології поетапного проведення виробок комбайновим способом залежно від інтенсивності деформаційного

процесу в оточуючому масиві, розробці системи керування стійкістю системи гірських виробок під впливом геотехнічних збурень.

Ключові слова: гірський масив, руйнування гірських порід, гірничавиробка.

## ANNOTATION

Fracture, as a mechanical phenomenon of loss of solidity, is widespread in engineering practice and is accompanied by sudden manifestations, which are still difficult to predict. Significant advances have been made and extended for the conditions of brittle fracture of solids (A. Griffith's theory, etc.), which corresponds to the fracture of solid crystalline rocks. Research on the application of R. Mises's theory of plastic fracture to perfectly plastic bodies is being actively developed. Certain achievements have been made for a combined approach to the destruction of rocks of medium strength by a combination of brittle and plastic forms of destruction. At the same time, the study of the destruction of weak rocks focuses on the stage of experimental accumulation of results, which today precede the creation of theoretical hypotheses. The practical confirmation of these conclusions was the discovery of the phenomenon of zonal disintegration of rocks, the theoretical foundations of which have not been proven to date. Therefore, this area of research has theoretical significance.

Due to the depletion of other energy reserves in recent decades, there has been a significant spread of mining in weak rocks, which include arrays of weakly metamorphosed rocks. Development in these conditions is accompanied by intense manifestations of mountain pressure, the complexity of technological processes and reduced economic efficiency of enterprises. These circumstances have a special impact in the conditions of coal mining enterprises, where a large network of mine workings is technologically supported. Coal mining is the main domestic component of ensuring the balance of Ukraine's economy with energy resources, and this leading position remains relevant in the medium term due to the current level of consumption of the basic industry of Ukraine: 24 thermal power plants

(46%), 15 operating coke plants (28.8%) and increasing coal consumption in the household sector. In total, the subsoil of Ukraine contains 117.5 billion tons of coal as geologically promising reserves, of which 109.2 billion tons - coal, 55.6 billion tons - balance.

Technologically available as industrial is 33.9 billion tons (4% of the world). With an annual production of 70-80 million tons, energy supply reaches a period of 400 years.

In the period 2014-2016, coal production decreased by 50-60%, out of 95 operating 61 mines remained in the uncontrolled territory, including all mines producing anthracite coal. The total production of thermal coal recently does not exceed 30 million tons per year, including DTEK Pavlogradugol LLC annually produces up to 20 million tons, which is 70% of the total Ukrainian volume. The real prospects for increasing production are associated with the intensive development of deposits in the Dnieper region: new mine construction within the Samara and Novomoskovsk districts and the intensification of work at existing enterprises of Petropavlovsk-Pavlograd. Other coal-mining districts have reserves close to depletion (Krasnoarmeysky and Selidovsky districts of Donetsk region and Lysychansk district of Luhansk region) or areas with promising reserves are in uncontrolled areas (Northern and Southern Donbass).

Industrial coal deposits in Ukraine are distributed according to the thickness of the strata: up to 1.2 m - 74%, over 1.2 m - 20.4%, which determines the prospect of extraction of thin and very thin strata, the vast majority (up to 60%) of which are concentrated in geology -industrial areas of Western Donbass.

Of the 48 promising sites for new construction of mines, 35 sites are located in the fields of Western Donbass and provide for the construction of enterprises with a capacity of 4-5 million tons per year. Given that the new construction involves large capital investments and requires considerable time to achieve gross volume, the most promising should be considered the intensification of coal production at existing enterprises of Pavlograd-Petropavlovsk district, which in the short term will increase coal production at minimum capital costs.

In general, the enterprises of the Western Donbass are the first to develop the Samara Formation, which is a branch of the deposits of the Donetsk basin within the Donetsk-Dnieper basin. The beginning of the development of the district dates back to the second half of the 20th century (the Ternavska research mine was founded in 1949). Since the 1980s, 12 mines have produced about 12 million tons. for a year. Recently, Pavlogradugol mines have been working at reserves at depths of 120-300 m, where geological conditions have been favorable, but the transition of mining to deeper horizons has caused a significant increase in rock pressure, intense rock shifts (over 1 m per year) and a corresponding deterioration in stability mine network of workings, which has become the main deterrent, which does not allow to increase coal production.

Determining the patterns of behavior of the mountain range is based on researches of geomechanical processes which arise in an array at disturbances of its balance, including carrying out mining operations.

Studies of deformation and destruction of rocks around the workings have been performed by a wide range of scientists in various conditions. Significant achievements in the mechanics of underground structures were made by IV Baklashov, OO Borisov, VI Borshch-Komponiets, MS Bulychev, OS Burchakov, FM Voskoboev, YL Vekslev , VV Vinogradov, MM Geleskul, VTGlushko, OMDinnik, EVDrudko, VP Drutsko, JS Erzhanov, MP Zborshchik, Yu.Z. Zaslavsky, OM Zorin, GM Kuznetsov, GO Katkov, KV Koshelev, VO Kartoziya, GO Krupenyaikov, YM Lieberman, GG Litvinsky ,. OP Maksimov,., SG Mikhlin, L.Ya. Parchevsky, GSPinkovsky, ML, Protodyakonov, KVRupeneyt, OMRoenko, KSSazhin, MOSTavrogin, KFSapitsky, GOSimanovich, BM Usachenko, NM Fotieva, IL Chernyak, EI Shemyakin, OM Shashenko, A. Labass, O. Yakoby and others. The results of these studies allowed to classify the manifestations of rock pressure, to develop hypotheses of rock behavior and to predict the conditions of maintenance of workings. Among them are hypotheses of the equilibrium of the vault (A. Schultz, A. Geim, D. Talobr, W. Ritter, F. Engesser, W. Trompeter, O. Kommerel, etc.), hypotheses of the destruction of the rock beam (A. Schultz, N.

Feyol, G. Manzel, etc.), hypotheses of the stress-strain state of rocks around the mine (A. Leon, MM Protodyakonov, F. Levinson, OM Dinnik, J. Spelding, R. Fenner, V. D. Slesarev, SG Avershin, R. Kvapil, N. Khast, OV Savostyanov, etc.), the hypothesis of the thermodynamic state of the array (VF Lavrinenko, OE Khomenko, etc.). It should be noted that none of these hypotheses is universal, most are designed for specific conditions and are based on empirical dependencies.

Special hypotheses have been developed for the manifestations of reference pressure: pressure vaults (W. Haak, F. Sprut, G. Gilles-Litzer, etc.), cantilever plate (I. Sparre, A. Schultz, FA Belaenko, K. Kegel, OO Borisov and others), previous destruction of the roof of A. Labass, stepwise lowering of P.M. Tsymbarevich, radial displacements KV Ruppenait, pressure waves of G. Weber, G. Shpakkeler and others.

The studies of these authors confirmed the complex multifactorial nature of the development of dynamic reference pressure, and the lack of generalized analytical dependencies determined the task of conducting a search for each combination of mining and geological conditions and technological factors.

Specific geological conditions of the deposits of the Western Donbass (low rock strength, significant moisture, intense tectonic fracture, etc.) have led to difficult technical conditions for the development of reserves in the development of formations. To solve scientific and technical problems, a wide range of issues were investigated by MT Grishko, IE Golovchansky, MO Vygodin, VV Vinogradov, VV Yevtushenko, V.Ya. Kirichenko, OV Kolokolov, OV Kravchenko, OP Krukovsky, OP Maksimov, VS Martyushev, Ya.Ya. Parchevsky, G.S. Pinkovsky, B.M. Usachenko, Yu.M. Khalimendyk, AV Shmygol, VI Shumeiko and others.

The results of these studies provided intensive development of the development of deposits in the Western Donbass, but the intensification of mining pressure with increasing depth of development, the spread of unstable mass around the workings, the failure of technical solutions to ensure the efficiency of production processes led to an increase in %), increase in the volume of repair work to maintain workings (2-3 times), additional losses from the unsatisfactory



condition of the transport and ventilation network. These factors led to a slowdown in the pace of preparatory work, unexpected losses of production, additional costs for transportation of rock mass and, accordingly, an increase in production costs.

To perform scientific research, a comprehensive research methodology was developed, which included the methodology of organizing instrumental observations, laboratory tests, analytical research, mathematical modeling, industrial testing and technical and economic evaluation of results.

To determine the object of research, the indicators of Pavlogradugol mines were analyzed, where 85% of the underground excavation network consists of almost horizontal (slope 3-50) main and section roads with a service life of up to 35 and 5 years, respectively, cross-slag - 10% (up to 40 years). ), barrels and barrels - up to 5% (75 years). In an unsatisfactory condition is on average about 5% of the length of the supported workings, but in mines operating at depths of more than 300 m, about 80% of the length. reinforced concrete - up to 2%, monolithic - up to 5%). 20-45 km are repaired annually with more than 120 km (17-34%), but more than 85% of the amount of repair work is concentrated in areas fixed by metal frame structures.

Scientific novelty:

The energy component of the unbalanced state of an extremely tense massif is substantiated and analytically determined, the realization of which in the form of physical deformations and destruction of rocks causes damped oscillations of the synenergetic process of achieving equilibrium of the massif disturbed by production.

The achievement of the minimum level of energy state of the array as an equilibrium condition of the contour array around the zone of destroyed rocks in the form of an asymmetric ellipse with an equivalent ratio of the lengths of the ellipse diagonals to the physical anisotropy of rocks.

For the analytical model of asymptotic occurrence of fracture zones around workings in the form of harmonic oscillations of mutual redistribution of

concentration of normal compressive stresses and tangential tensile stresses in the surrounding array is proposed.

For the phenomenon of compressibility of collapsed rocks was recorded by instrumental methods and the effect of restoring the bearing capacity of destroyed rocks by the action of rock pressure loads was proved.

The physical conditions of formation of different shapes of rock blocks in lateral pillars of development as exponential dependence of the angle of inclination of the main crack during rock destruction by compression on load intensity, which is proportional to the rate of roof stratification, were determined and experimentally confirmed.

The hydrostatic state of an array of weakly metamorphosed rocks was experimentally proved by side-gap tests on the effect of "memory" of rocks.

The polynomial dependences of indicators of development of a zone of the destroyed breeds around working out by action of geotechnical disturbances are received: at carrying out of parallel working out, influence of mining works, performance of repair work. The dependence of the stable state of the shape of the zone of destroyed rocks in the form of an asymmetric ellipse on the strength of rocks was determined.

The conditions of formation of rock blocks of different shapes in the sides of the workings and their compliance with the process of deformation of rocks around the workings are determined. The dependence of indicators of compressibility and bearing capacity of rock mass of destroyed rocks under the action of rock pressure loads is established.

The dependence of dynamics of development of a zone of the destroyed breeds around working by action of geotechnical disturbances is carried out: carrying out of parallel workings, influence of extractive works, performance of repair work, etc. The dynamics of attenuation of reference pressure after lava stop is established.

The conditions for the creation of the system "Fastening - a layer of reinforced rock-array", which provides a mode of increasing resistance.

The indicators of regulation of bearing capacity of fastening from the mode of manifestations of rock pressure are determined. The dependence of intensity of deformation process around working on the moment of creation of the closed design of fastening is established. The possibility of restoring the bearing capacity of rock mass by clogging of clay rocks was determined.

The conditions for stopping the process of deformation of rocks around the workings by pinching the fastening structure are determined

The practical results of the work are as follows: developed and industrially tested fastening system "closed fastening - layer of reinforced rocks - array", which provides the balance of the array of weakly metamorphosed rocks in the elastic support mode, developed technology for phased construction of workings based on deformation intensity creation of a closed fastening structure, developed technology of restoration of workings section by clamping of fastening structure as conditions to prevent intensification of rock deformation process around workings, production process of main workings maintenance at Zakhidno-Donbaska mine document "Guide to the protection of mining in the mines of Western Donbass" (VNIMI), introduced a combined annular structure of I-beams and anchor reinforcement during the construction of Beskid tunnel.

The difference between research and known solutions is to develop a design of annular fastening of I-beam profile, which provides joint deformation around the contour rocks in the mode of "permanent elastic support", to develop a method for determining the density of anchor reinforcement rocks in mine conditions according to geological exploration works depending on the stress state of the massif, development of technology of stage-by-stage workings by combine method depending on intensity of deformation process in the surrounding massif, development of control system of stability of system of mine workings under the influence of geotechnical disturbances.

K / s: massif, destruction of mountain ridges, mining.

## ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ.....	19
ВСТУП .....	21
РОЗДІЛ 1 СУЧАСНИЙ СТАН ВИВЧЕННЯ ПРОБЛЕМИ РУЙНУВАННЯ..	30
1.1. Аналіз відомих гіпотез руйнування гірських порід.....	30
1.2. Аналіз гіпотез гірського тиску.....	50
1.3. Оцінка ефективності підтримання виробок у слабометаморфізованому масиві.....	72
Висновки до розділу 1 .....	88
РОЗДІЛ 2 ІНСТРУМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ДЕФОРМУВАННЯ ПРИКОНТУРНОГО МАСИВУ .....	90
2.1. Комплексна методика натурних досліджень деформування порід навколо виробок.....	90
2.2. Результати фотометричного обстеження гірничих виробок .....	97
2.3. Результати інструментальних досліджень деформування контуру виробок.....	109
2.4. Результати натурних спостережень за руйнуванням порід в масиві.....	115
2.5. Результати досліджень руйнування порід під впливом гірничих робіт..	120
2.6. Аналіз результатів натурних досліджень .....	126
Висновки до розділу 2 .....	141
РОЗДІЛ 3 ЛАБОРАТОРНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПОКАЗНИКІВ МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНИХ ПОРІД .....	143
3.1. Дослідження міцності порід в масиві .....	143
3.2. Результати міцнісних випробувань порід на одновісне стиснення та розтягнення .....	149
3.3. Результати випробувань порід за повною діаграмою .....	151
3.4. Результати випробувань об'ємної міцності порід.....	157
3.5. Результати випробувань порід на боковий розпір.....	159

3.6. Результати випробувань порід за умови різної інтенсивності навантаження .....	160
3.7. Результати випробувань деформування зруйнованих порід .....	163
Висновки до розділу 3 .....	165
РОЗДІЛ 4 АНАЛІТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ РОЗВИТКУ РУЙНІВНОГО ДЕФОРМУВАННЯ ПРИКОНТУРНИХ ПОРІД СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНОГО МАСИВУ .....	
4.1. Обґрунтування перетворень енергії гравітаційного поля навколо виробки під час збалансування напруженого стану порід.....	167
4.2. Моделювання розподілу енергії масиву навколо виробки.....	184
4.3. Аналітичні дослідження розвитку зони руйнування порід у слабометаморфізованому масиві .....	186
4.4. Розробка основ руйнівного деформування порід навколо виробки .....	197
4.5. Розробка методики визначення навантаження на кільцеве кріплення в області зруйнованих порід .....	216
Висновки за розділом 4.....	229
РОЗДІЛ 5 РОЗРОБКА ЗАСОБІВ ПРОВЕДЕННЯ І ПІДТРИМАННЯ ВИРОБОК В УМОВАХ РУЙНУВАННЯ СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНИХ ПОРІД.....	
5.1. Обґрунтування способів керування станом масиву, що руйнується.....	230
5.2 Розробка та випробування конструкції кільцевого кріплення .....	232
5.3. Розробка армопородних конструкцій та випробування засобів анкерного підсилення кріплення.....	242
5.4. Обґрунтування параметрів спорудження замкнутих конструкцій кріплення по частинах .....	254
5.5. Розробка та перевірка способу перерозподілу навантаження на кріплення камуфлетними підриваннями.....	262
5.6. Промислова перевірка способу охорони магістрального штреку під час підходу лави компенсуючою виробкою .....	266
Висновки до розділу 5 .....	272

РОЗДІЛ 6 .....	274
ВПРОВАДЖЕННЯ НАУКОВО-ТЕХНІЧНИХ РІШЕНЬ НА БУДІВНИЦТВІ БЕСКИДСЬКОГО ТУНЕЛЮ .....	274
6.1. Аналіз інженерно-геологічних умов будівництва тунелю .....	274
6.2. Обґрунтування гірничотехнічних умов будівництва .....	276
6.3. Результати моделювання геомеханічних умов Бескидського тунелю ...	278
6.4. Результати геомоніторингу будівництва тунелю .....	298
6.5. Економічна ефективність впровадження розробок .....	302
Висновки до розділу 6 .....	304
ВИСНОВКИ.....	306
ЗАКЛЮЧЕННЯ .....	307
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	<b>Ошибка! Закладка не определена.</b>

## ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

- $a$  – ширина виробки, м;
- $h$  – висота виробки, м;
- $r_b$  – радіус виробки, м;
- $r_L$  – радіус зони непружних деформацій, м;
- $H$  – глибина залягання, м;
- $\rho$  – щільність порід, т/м<sup>3</sup>;
- $\gamma$  – об’ємна вага порід, т/м<sup>3</sup>;
- $\alpha$  – кут залягання порід;
- $c, \varphi$  – коефіцієнт зчеплення та кут внутрішнього тертя;
- $f$  – коефіцієнт міцності порід за Протодьяконовим М.М.;
- $E, E_g$  – модуль пружності та деформації, МПа;
- $\mu$  – коефіцієнт Пуассона;
- $G$  – модуль зсуву;
- $\lambda$  – коефіцієнт бічного розпору;
- $\zeta$  – в’язкість;
- $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  – діючі головні напруження;
- $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  – головні лінійні деформації;
- $u, v, w$  – зміщення по осям  $x, y, z$ ;
- $R^0_c, R^\infty_c$  – межа міцності при умовно миттєвому та тривалому одновісному стисненні;
- $R^\perp_p, R^\parallel_p$  – межа міцності на розтягнення перпендикулярно та паралельно нашаруванню;
- $q$  – відпор кріплення;
- $P$  – тиск порід;
- $m_0$  – потужність шару порід;
- $t_p$  – період релаксації;
- $k_T$  – коефіцієнт плинності;
- $b$  – ширина цілика;

$R_T$  – межа плинності;

$t$  – час;

$k_f$  – коефіцієнт тертя;

$k_p$  – коефіцієнт розпушування;

$h_3$  – висота здимання;

$\Delta a$  – наближення боків;

$k_\phi$  – коефіцієнт форми "гребеня" здимання;

$V_0$  – швидкість здимання в інтенсивний період;

$V_\infty$  – остаточна швидкість здимання;

$t_0$  – період інтенсивного деформування;

$h_p$  – глибина руйнування порід.



## ВСТУП

**Актуальність проблеми.** Виконання інженерних робіт у підземних умовах супроводжується деформаціями оточуючого масиву, які поширюються у часі і є головною причиною виходу підземних споруд з ладу.

Найбільш складні умови утворюються під час виникнення руйнування оточуючих порід. Сьогодні теорії руйнування не мають достовірного прогнозування проявів, що призводить до виникнення значних матеріальних збитків. Відомі дослідження не надали можливість сформулювати універсальні методи розрахунку й ефективні засоби попередження руйнувань. Тому сучасний розвиток наукових пошуків цього напрямку зосереджений на вирішенні актуальної науково-технічної проблеми руйнування у теоретичному та прикладному значенні, що особливо актуально для умов гірничих робіт.

Широке охоплення різноманітних геологічних умов гірничою інженерією дозволяє більш повно вивчати умови і закономірності руйнування в природних масивах, детально розкритих у районах вуглепромислового видобутку. Ця галузь є головною вітчизняною складовою забезпечення паливного балансу економіки енергоресурсами, причому ця провідна позиція залишається актуальною на перспективу у зв'язку із сформованим рівнем споживання базової промисловості України.

В цілому надра України містять 117,5 млрд т запасів вугілля, з яких 109,2 млрд т – кам'яне. На доступному рівні технологічного розвитку в Україні зосереджено 55,6 млрд т балансових, 33,9 млрд т промислових запасів (4 % світових). За річного видобутку 70–80 млн т забезпеченість запасами складає понад 400 років.

Обсяг видобутку вугілля в Україні за 2001–2018 роки зменшився від 61,2 млн до 30,3 млн т на рік, у той же час у «ДТЕК «Павлоградвугілля» – збільшено від 12,3 млн т до 20,2 млн т, що становить до 70 % загального видобутку. Майбутня перспектива галузі пов'язана з інтенсивним розвитком

родовищ Західного Донбасу: нове шахтобудівництво в межах Самарського та Новомосковського районів Подніпровщини і Лозовського району Харківщини у середньостроковій перспективі. Окрема перспектива пов'язана з інтенсифікацією видобутку на діючих підприємствах Павлоградсько-Петропавлівського районів.

Промислові поклади вугілля в Україні розподілені за потужністю пластів: понад 1,2 м – 20,4 %, до 1,2 м – 74 %. Це визначає перспективу виймання тонких та надтонких пластів, переважаючи більшість яких (до 60 %) зосереджена в геолого-промислових районах Західного Донбасу.

З 48 перспективних ділянок для нового будівництва шахт, 35 ділянок розташовані на родовищах Західного Донбасу і передбачають можливість будівництва підприємств потужністю 4–5 млн т на рік. Зважаючи на те, що нове будівництво пов'язане зі значними капітальними вкладеннями і потребує десятиріч для досягнення валового обсягу, варто вважати актуальним у найближчій перспективі інтенсифікацію видобутку на діючих підприємствах Павлоградсько-Петропавлівського району, що дозволяє отримати зростання обсягів вугільної продукції за мінімальних вкладень.

В цілому підприємства Західного Донбасу вперше розробляють слабкометаморфізовану Самарську свиту пластів, яка є відгалуженням покладів Донецького басейну в межах Донецько-Дніпровської западини.

За період 1980–2010 років шахти «Павлоградвугілля» відпрацьовували запаси переважно на глибинах до 300 м, де геологічні умови розробки більш сприятливі, однак перехід гірничих робіт на глибокі горизонти викликав значне посилення проявів гірничого тиску, інтенсивні зрушення порід (понад 1 м за рік) і відповідне погіршення стійкості мережі виробок, що стало суттєвим фактором стримування виробництва.

Таким чином, сформульована **актуальна науково-технічна проблема:** забезпечення стійкого стану мережі підземних споруд в умовах руйнівного деформування слабкометаморфізованих порід навколо виробок під впливом гірничих робіт.

### **Зв'язок роботи з науковими проблемами, планами, темами.**

Дисертаційна робота виконана відповідно до науково-технічних програм пріоритетного розвитку науки і техніки Міністерства енергетики України та Академії гірничих наук України і госпдоговірних тем КПП ім. Ігоря Сікорського: «Розробити і впровадити засоби охорони виробок при здиманні порід на шахтах Західного Донбасу» (№ держреєстрації 0130011776), «Розробити та випробувати способи боротьби із здиманням порід на глибоких шахтах Донбасу» (№ держреєстрації 0191920100) та «Розробка та впровадження рамних замкнутих і кільцевих кріплень з оптимізацією технології спорудження гірничих виробок у складних гірничо-геологічних умовах із застосуванням комбайнів вибіркової дії» (№ держреєстрації 0121920200), «Розробити та перевірити технологію комбайнового проведення виробок з кільцевим кріпленням на шахтах Західного Донбасу» (№ держреєстрації 0140021836), «Розробити методику визначення технологічних параметрів спорудження гірничих виробок гор. 390 м та гор. 420 м шахти «Західно-Донбаська 6/42 (блок № 2)» (№ держреєстрації 0120112156), «Розробити спосіб армування приконтурного масиву, що забезпечує обмежене деформування конструкції тимчасового комбінованого кріплення при будівництві Бескідського тунелю» (№ держреєстрації 01/18U000661).

**Метою роботи** є дослідження закономірностей деформування та руйнування слабкометаморфізованих порід у гранично напруженому масиві для розробки заходів із забезпечення експлуатаційного стану виробок під дією геотехнічних збурень.

Для досягнення поставленої мети виокремлено такі **завдання досліджень**:

- проаналізувати сучасний стан наукових досягнень, вивчення явищ руйнування та їх вплив на ефективність виробничих процесів;
- виконати інструментальні дослідження зрушень порід оточуючого масиву під час проведення та підтримання виробок;

- визначити показники деформування та руйнування типових порід в умовах об'ємного напруженого стану масиву;
- аналітично дослідити закономірності утворення та розвитку зон деформування порід навколо виробки;
- дослідити розповсюдження зон впливу опорного тиску від лави в масиві та їх взаємодію із зоною зруйнованих порід навколо виробки;
- розробити технічні способи та заходи для забезпечення експлуатаційного стану виробки;
- провести промислову перевірку ефективності технічних рішень по охороні виробок;
- виконати техніко-економічну оцінку ефективності заходів

**Об'єкт досліджень** – геомеханічні процеси у слабометаморфізованому масиві під дією геотехнічних збурень.

**Предмет досліджень** – руйнівне деформування приконтурних порід навколо виробки.

**Ідея роботи** полягає у досягненні рівноваги системи «кріплення–зруйновані породи–масив» створенням керованої взаємодії елементів масиву для стійкого підтримання виробок.

**Методи досліджень.** Як методична основа для вирішення поставлених задач застосовано комплексний метод досліджень, який містить аналіз науково-технічних досліджень; узагальнення відомих досягнень теоретичного та прикладного характеру; порівняння нормативних вимог і практичного досвіду; виконання періодичних фотометричних досліджень, натурних інструментальних спостережень, лабораторних випробувань порід, аналітичних досліджень методами механіки суцільного середовища та контактної взаємодії, математичного методу збурень малого параметру, методів теорії подібності та розмірності, чисельних методів математичного моделювання.

**Наукові положення:**

Вперше:

- визначено, що під час перевищення межового напруженого стану ( $\gamma H > R^*$ ) утворення виробки у слабометаморфізованому масиві викликає інтенсифікацію енерговиділення потенційної енергії оточуючого масиву на глибину 0,7–0,9 діаметра виробки як прискорення розвантаження породних відслонень і реалізується у вигляді збільшення радіальної конвергенції порід: за швидкістю у 2,7–4,4 рази та початковим періодом у 1,5–2,8 рази;

- обґрунтовано, що внаслідок структурно-механічних особливостей слабометаморфізованих порід (тонкошаруватість складання, зменшене міжшарове зчеплення і низька об'ємна міцність) інтенсивність розшарування порід покрівлі має як за глибиною, так і у часі, експоненційно затухаючий розподіл і у діапазоні 0,8–3,6 м/добу викликає розвиток руйнування бічних порід з поділом їх магістральними тріщинами на окремі блоки різної форми залежно від швидкості розшарування порід покрівлі;

- запропоновано модель асимптотичного розвитку руйнування навколо виробки у вигляді затухаючого коливального перерозподілу нормальних напружень стискання та дотичних напружень розтягування в масиві, причому в умовах слабометаморфізованих порід зворотний взаємозв'язок руйнування бічних порід та наступної інтенсифікації розшарування порід покрівлі визначається додатковим збільшенням прольоту відслонення порід покрівлі після поширення руйнування бічних порід;

- доведено, що врівноважений стан оточуючого масиву в процесі руйнівного деформування слабометаморфізованих порід навколо виробки досягається на основі єдиного механічного процесу осадження зруйнованих порід та їх послідовного витиснення у порожнину виробки за умови досягнення зоною зруйнованих порід форми несиметричного еліпсу, яка відповідає еквівалентному співвідношенню квадратів головних осей еліпсу руйнування до показника міцнісної анізотропії порід;

- встановлено, що за умови  $\frac{\gamma H}{R^*} > 0,75$ , в межах одного літологічного шару слабометаморфізованих порід, перевищення показника порізаності

виробками більше 0,2 викликає утворення спільної зони підвищеного гірського тиску за рахунок об'єднання зон зруйнованих порід навколо кожної виробки, яка має здатність радіального поширення в межах шару порід з додатковою інтенсифікацією під впливом проведення наближених виробок, оконтурювання ділянки масиву видобувними роботами та виконання ремонтних робіт з вийманням зруйнованих порід;

- встановлено, що коефіцієнт послаблення міцності слабометаморфізованих порід, відслонених у шахтних умовах, пов'язаний з параметром  $\gamma H/R^*$  зворотно-степеневою залежністю;

- обґрунтовано для умов масиву слабометаморфізованих порід параметри роботи комбінованої конструкції кріплення, які, на відміну від ініціалізації розшарування порід у піддатливих конструкціях, в діапазоні розрихлення обрушених порід 1,05–1,33 створюють демпфуючу здатність цього шару вигляді функції степеневого поліному у системі «масив–наркооконтурний шар зруйнованих порід – кріплення», де згасання інтенсивності навантажень від розшарування порід покрівлі додатково компенсується ущільненням і відновленням несучої спроможності порід;

- визначено взаємозв'язок моменту спорудження кільцевої конструкції кріплення з інтенсивністю конвергенції оточуючих порід як тривалості відслонення породного контуру під час поетапного розкриття перерізу виробки, що забезпечує достатню реалізацію надлишкових напружень понад межового стану слабометаморфізованого масиву, виконанням замкнутої конструкції кріплення після 1,8...3,3-кратного зменшення інтенсивності радіальної конвергенції порід від початкового гірського тиску.

**Обґрунтованість і достовірність наукових положень та висновків** підтверджується достатнім обсягом і результатами натурних і лабораторних досліджень, коректністю сформованих завдань, застосуванням випробуваних аналітичних методів механіки деформованого твердого тіла, достатньою збіжністю результатів аналітичних і натурних досліджень,

позитивними результатами випробувань розроблених конструкцій і способів у виробничих умовах.

**Наукове значення роботи** полягає у встановленні нових явищ і закономірностей розвитку геомеханічних процесів, викликаючих деформаційне руйнування слабкометаморфізованих порід навколо виробки, розробці методів і способів керованої взаємодії оточуючого масиву і зруйнованих порід, яка забезпечує досягнення стійкого стану виробок.

#### **Практична значимість результатів досліджень:**

- розроблено та промислово випробувано систему кріплення «кільцева конструкція–шар армованих порід–масив», яка рівновагу масиву слабкометаморфізованих порід під час спільного деформування у режимі пружного підпору;
- розроблено технологію поетапного спорудження виробок на основі залежності інтенсивності деформаційного процесу навколо виробки на момент створення замкнутої конструкції кріплення;
- розроблено спосіб розвантаження приконтурних порід камуфлетними підриваннями для вирівнювання концентрації епюри напружень до рівномірного розподілу нормальних навантажень кріплення у покрівлі;
- розроблено спосіб охорони магістральної виробки під час фронтального підходу лави проведенням паралельної виробки.

**Реалізація висновків і рекомендацій роботи.** Розроблені у дисертації рекомендації запроваджені на шахтах об'єднання «Павлоградвугілля»: шахті ім. Героїв космосу, шахті «Західно-Донбаська», шахті «Степова» під час проведення і підтримання виробок, в нормативних документах: «Руководство по поддержанию горных выработок на шахтах Западного Донбасса» і «Методические рекомендации по применению способов борьбы с пучением пород в магистральных выработках шахт Западного Донбасса», а також для проектування гірничих робіт в ДП «УкрНДІпроект», для розробки комбінованої конструкції кріплення на будівництві Бескидського тунелю у ПАТ «Укрспецтунельпроект» та впровадження комбінованої конструкції і

способу поетапного монтування кріплення на будівництві Бескидського тунелю ПрАТ «Будівельна асоціація «ІНТЕРБУДМОНТАЖ».

Впровадження комплексу розробок дисертації під час будівництва Бескидського тунелю дозволило отримати фактичний економічний ефект у сумі 1 млн 653 тис грн.

**Особистий внесок автора.** Автором самостійно сформульована наукова проблема, ідея та мета роботи; поставлені завдання досліджень; виконано аналіз відомих досягнень за темою дисертації; розроблена комплексна методика натурних спостережень і лабораторних іспитів, постановка задач аналітичних досліджень і математичного моделювання; розроблені програми промислових випробувань; наукові положення, висновки і рекомендації. Автор брав безпосередню участь у натурних спостереженнях, лабораторних випробуваннях, математичному моделюванні, у розробці технічних рішень і впровадженні результатів у виробництво.

**Апробація результатів дисертації.** Головні результати доповідалися на міжнародних науково-технічних конференціях: «Енергетика. Екологія. Людина» (Київ, КПІ, 2016 р.), «Форум проблем недропользования» (РФ, Санкт-Петербург, С.-П. горн. ун-т, 2016–2018 рр.), «Форум Донбасс–2020: перспектива развития» (Бахмут, ДНТУ, 2016), «Перспективи розвитку гірничої справи та раціонального використання природних ресурсів» (Житомир. технол. ун-т., 2015–2018 рр.), «Школа підземної розробки» (Бердянськ, НГУ, 2016–2018 рр.), «Present and future mining and geological survey» (Slovak rep., Low Tatry, 2016 p.), «Gornicze Forum Ekonomiczne» (Polska, Krakow, AGH, 2016 p.), «Школа підземної розробки» (Бердянськ, НГУ, 2017–2018 рр.), «Перспективи розвитку будівельних технологій» (Дніпро, НГУ, 2018 р.).

**Публікації.** Головні положення дисертаційної роботи викладені у 34 наукових працях, у тому числі 1 монографія, 13 статей у наукових фахових виданнях, з них 5 статей у виданнях іноземних держав та 8 статей у виданнях України, представлених у міжнародних наукометричних базах, 3



патенти на винахід, 1 патент на корисну модель, 11 тез доповідей у збірниках матеріалів конференцій.

**Структура та обсяг роботи.** Дисертація складається із вступу, шести розділів, загальних висновків, списку використаних джерел з 152 найменувань на 13 сторінках і 5 додатків на 18 сторінках. Містить 289 сторінок машинописного тексту, у тому числі 118 рисунків і 18 таблиць. Загальний обсяг роботи складає 323 сторінки.

## РОЗДІЛ 1

### СУЧАСНИЙ СТАН ВИВЧЕННЯ ПРОБЛЕМИ РУЙНУВАННЯ

#### 1.1. Аналіз відомих гіпотез руйнування гірських порід

Початково механіка руйнування розглядала міцність як здатність твердого тіла створювати опір виникненню тріщин при деформуванні, а відповідний напружений стан як межовий, на базі цього виникли гіпотези міцності, які класифікуються як класичні, енергетичні та спеціальні [1]. Варто зауважити, що розробка гіпотез проведена на основі різноманітних підходів:

- аналітичного, який математично узагальнює критерії міцності на основі проявів властивостей твердих тіл без розгляду фізичних процесів;
- структурно-фізичного, де досліджують фізичні зміни структури тіла, наприклад порушення кристалічної решітки, що призводять до руйнування;
- феноменологічного, який узагальнює експериментальні результати руйнування твердого тіла під зовнішнім навантаженням [2, 3].

Останнім часом поширюється комплексний підхід, який враховує комбінування наведених підходів для різних випадків досліджень [1].

Вважається загально прийнятим, що повністю підтвердженої і охоплюючої теорії міцності до цього часу не існує [2], тому що суттєві ускладнення виникають під час врахування структурної неоднорідності тіл або дискретної побудови середовища. Доцільно виконати аналіз найбільш поширених гіпотез руйнування, заснованих на уявах про однорідне ізотропне середовище, де руйнування виникає дією статичних навантажень.

Серед найперших гіпотез найбільш поширена теорія максимальних нормальних напружень, розроблена Г. Галілеєм, і заснована на підставі, що руйнування виникає від дії максимального нормального напруження під час перевищення межі міцності на розтягнення або стиснення [1]. Вважається, що ця теорія поширюється на тіла, де міцність на розтягнення відрізняється від міцності на стискання.

Умова відсутності руйнування має вигляд:

$$-\sigma_p \leq \sigma_i \leq \sigma_c, \quad (i=1, 2, 3) \quad (1.1)$$

де  $\sigma_p$ ,  $\sigma_c$  – межові напруження під час розтягування і стиснення;  $\sigma_i$  – головні діючі напруження.

Ця гіпотеза відбулася як етап розвитку механіки твердого тіла, і сьогодні непридатна для опису тіла у складному напруженому стані.

Гіпотеза максимальних лінійних деформацій Е. Маріотта [2] заснована на тому, що руйнування починається під час досягнення деформацією межового значення. Ця теорія, як і попередня, не повністю відповідає процесам у твердому тілі у складному напруженому стані.

Якщо матеріал має однаковий опір під час розтягування та стиснення, тоді умова міцності за граничними деформаціями має вигляд:

$$-\sigma_p \leq \sigma_i - \nu(\sigma_j + \sigma_k) \leq \sigma_c, \quad (i, j, k=1, 2, 3), \quad (1.2)$$

де  $\nu$  – коефіцієнт Пуассону.

Більшість досліджень не підтверджують другу теорію міцності, крім випадків, якщо матеріал руйнується лише шляхом відриву.

Теорія максимальних дотичних напружень запропонована Ш. Кулоном (1773 р.) та Х. Треска (1869 р.) [1], розглядає межовий стан, коли максимальні дотичні напруження досягнуть критичного рівня. На цій теорії побудовані сучасні теорії пластичності (деформаційні теорії течії, теорії пластичності без ущільнення).

Цей критерій Кулону відповідає умові текучості і підтверджується поведінкою ідеально пластичних тіл під час стискання:

$$-\sigma_p \leq \sigma_i - \sigma_j \leq \sigma_c, \quad (i, j=1, 2, 3). \quad (1.3)$$

Однак варто зазначити, що цей критерій непридатний в області розтягуючих напружень, коли руйнування відбувається не пластичним зрушенням, а шляхом відриву. Крім того, для крихких матеріалів цей критерій невідповідний, тому, що гранична огинаюча О. Мора має змінний нахил. Згідно цієї теорії, умова текучості не залежить від проміжного

головного напруження і від різноспрямованих дотичних напружень, що підтверджено експериментально. На жаль, облік проміжного головного напруження знецінив фізичний сенс явища руйнування і призвів до значного математичного ускладнення теорії міцності.

Гіпотези про руйнування під час досягнення повною енергією тіла певної межі раніше висловлювалися О. Максвеллом, Е. Бельтрамі, О. Генки та Х. Мізесом (1913 р.) [2], які доводили перевагу цього критерію над умовою Кулону зважаючи на повне врахування всіх складових напружень при визначенні умови міцності, крім того спрощувалися рівняння граничної поверхні.

Це дозволило розвинути енергетичну теорію міцності, за якою граничний стан тіла відбувається, коли питома потенціальна енергія зміни форми тіла досягає граничного рівня. Повна енергія зміни форми через головні напруження визначає умову міцності:

$$\sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1\sigma_2 - \sigma_2\sigma_3 - \sigma_3\sigma_1} \leq \sigma_\tau, \quad (1.4)$$

де  $\sigma_\tau$  – граничне значення напруженого стану.

Основним недоліком четвертої теорії є підміна адекватного опису фізичних процесів, пов'язаних з руйнуванням або переходом в граничний стан твердих тіл, теоретичними алгебраїчними перетвореннями.

Згодом виявилось [2], що ні третя, ні четверта теорії міцності непридатні для опису поведінки тіл під час об'ємного розтягування, надаючи завідомо неправильні результати. Основним недоліком четвертої теорії є підміна алгебраїчними перетвореннями опису фізичних процесів, пов'язаних з руйнуванням або переходом у граничний стан твердих тіл.

Таким чином, розвиток класичних теорій міцності призвів до задовільного опису руйнування в умовах граничного стану пластичних матеріалів. З іншого боку поширення цих теорій виявилися значними тому, що головним конструкційним матеріалом у машинобудуванні є метали, в яких переважають пластичні властивості.

Для більшості природних матеріалів характерне крихке руйнування за схемою відриву і для них класичні теорії виявилися непридатними.

Тому на сучасному етапі розвитку механіки руйнування існує актуальність проблеми створення узагальненої теорії міцності, яка була б придатна для достовірного опису граничних станів і міцності одночасно як пластичних, так і крихких тіл.

Серед сучасних теорій міцності найбільшого поширення отримала теорія міцності О. Мора, яка сприяла створенню узагальненого критерію міцності для великого різноманіття матеріалів [2]. У її основі лежить припущення, що проміжна компонента тензора напружень не впливає на міцність матеріалу, а граничний стан виникає на площинах, які завжди проходять через напрямок проміжного головного напруження. Гранична поверхня побудована по діаграмі О. Мора має вигляд огинаючої найбільших кіл напружень. Так представлення напруженого стану тіла надало можливість спростити пошук теорій міцності для різних матеріалів, тому, що цей критерій прогнозує орієнтацію граничної площини, на якій реалізується граничний стан.

Варто зауважити, що паспорт міцності для реальних тіл відрізняється від теоретичних власною нелінійністю. Це ще раз доводить непридатність класичних теорій міцності для опису граничних станів реальних матеріалів і, в першу чергу, гірських порід і кам'яних тіл.

Щоб уникнути такої невідповідності, О. Мором запропоновано описувати граничну поверхню міцності за допомогою функції, а параметри цієї функції визначають з експерименту:

$$\tau_{nt} = F(\sigma_n) \quad (1.5)$$

Сама умова міцності О. Мора може бути записана інваріантно у просторі головних напружень, якщо відомо рівняння огинаючої в координатах  $\sigma_n - \tau_{nt}$ . Коефіцієнт тертя  $f$  рівний тангенсу кута внутрішнього тертя  $f = \operatorname{tg} \rho$  за рівнянням обвідної (1.5), дорівнює:

$$f = \operatorname{tg} \rho = \frac{\partial \tau_{nt}}{\partial \sigma_n} \quad (1.6)$$

Шляхом геометричних побудов можна записати вирази для напружень на площадці зсуву через головні напруження:

$$\tau_{nt} = [(\sigma_1 - \sigma_3) \cos \rho] / 2 \quad (1.7)$$

$$\sigma_n = [(\sigma_1 + \sigma_3) - (\sigma_1 - \sigma_3) \sin \rho] / 2.$$

Отримаємо тотожності, які перевіряються прямою підстановкою з (1.6):

$$\cos(\rho) = 1 / \sqrt{1 + f^2}; \quad \sin(\rho) = f / \sqrt{1 + f^2}; \quad (1.8)$$

на підставі цього визначається симетрична форма запису граничної кривої у головних напруженнях:

$$\sigma_1 = \sigma_n \tau_{nt} \left( f / \sqrt{1 + f^2} \right) \quad \sigma_3 = \sigma_n + \tau_{nt} \left( f - \sqrt{1 + f^2} \right). \quad (1.9)$$

Універсальність критерію (1.5) надала можливість описувати властивості міцності реальних матеріалів з криволінійними огинаючими. Недолік полягав у відсутності теоретичного обґрунтування функції (1.5), що сприяло пошуку численних емпіричних констант, але порушило вимогу використання мінімальної кількості фізичних параметрів.

Серед недоліків варто зазначити припущення О. Мора про несуттєвий вплив проміжного головного напруження на міцність тіла. У своїх роботах А. Надаї [5], спираючись на основні параметри енергетичної теорії міцності, запропонував описувати граничний стан залежністю між октаедричним дотичним  $\tau_{окт}$  і нормальним  $\sigma_{окт}$  напруженнями, які діють на октаедричних площинах, рівнонахилених до напрямів трьох головних напружень:

$$\tau_{окт} = F(\sigma_{окт}), \quad (1.10)$$

$$\text{де } \tau_{окт} = \frac{2}{3} \sqrt{\tau_1^2 + \tau_2^2 + \tau_3^2}; \quad \sigma_{окт} = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / 3 = \sigma_{ср}.$$

Залежно від виду функції (1.10) почали виникати численні теорії міцності, за допомогою яких намагалися досягти відповідності

розрахункових і експериментальних результатів, що ускладнило фізичну сутність узагальнення А. Надаї.

Таким чином, теоретичні ідеї класичні теорії міцності вичерпали себе.

Не врахування впливу проміжного головного напруження у теорії О. Мора було підтверджено експериментальними дослідженнями, які показали, що це напруження має вплив на міцність матеріалів у межах точності вимірювань [8].

Наступний розвиток критеріїв міцності відбувався у двох напрямках:

а) теоретичного обґрунтування критерію міцності виходячи із загальних положень механіки деформованого твердого тіла;

б) розгляду фізики процесів деформування і руйнування тіла для визначення рівняння теорії міцності з урахуванням структурної перебудови, що виникають в тілі у процесі його навантаження.

Методика узагальнень по першому напрямку передбачала пошук більш широких передумов і отримання на їх основі більш узагальнюючого рівняння, ніж у О. Мора (1.5), але як комбінація першого і другого основних інваріантів тензора напружень [9]:

$$F(\theta_1; \theta_2) = C$$

$$\theta_1 = I_{11} = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$$

$$\theta_2^2 = I_{21} + \alpha I_{22} = \sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 + \alpha(\sigma_1\sigma_2 + \sigma_2\sigma_3 + \sigma_3\sigma_1),$$

де  $C, \alpha$  – постійні, що характеризують міцність тіла.

Якщо рівняння (1.11) вирішити відносно  $\theta_2$  і відобразити у параметричному вигляді отримаємо:

$$\theta_2^2 = f(\theta_1), \quad \theta_2^2 = t; \quad t = f(\theta_1),$$

Замінюючи  $\theta_1$  і  $\theta_2$  їх виразами і прирівняв у (1.11)  $\alpha = -1$ , отримаємо для узагальнених інваріантів:

$$\theta_1 = \sqrt{3}z; \quad \theta_2^2 = 1,5(x^2 + y^2),$$

$$r^2 = \psi(z).$$

Це рівняння (1.13) описує граничну поверхню, віддалену від початку координат на відстань  $z$ .

Таким чином доведено, що умова (1.11) може бути визначена через октаедричні напруження, тому що вона безпосередньо впливає з теорії міцності О. Мора, де похідна граничної поверхні являє собою криву другого порядку і найчастіше представляють у вигляді:

$$\theta_2^2 + A \theta_1^2 + B\theta_1 = C, \quad (1.14)$$

де  $A$ ,  $B$ ,  $C$  – постійні міцності, які необхідно визначити з трьох незалежних експериментів, наприклад, з випробувань порід на стиснення, розтягнення і скручування.

Як результат, застосовуючи перетворення (1.12) до виду граничної умови (1.13), можна отримати його вигляд [9]:

$$r^2 + 2A z^2 + 2B z / \sqrt{3} = C. \quad (1.15)$$

У загальному виразі (1.14) за умови  $A = 0$  виконується гранична умова критерію міцності Баландіна [10]:  $r^2 + 2Bz / \sqrt{3} = C$ , що є рівнянням параболоїда обертання, який перетинає свою вісь в одній точці, відповідно до межі міцності на всебічне розтягнення. Цей критерій міцності не отримав експериментального підтвердження з огляду на фіксовані форми граничної огинаючої. Так само, критерій міцності Ягна [11], який також впливає з узагальненого вихідного рівняння (1.11). і критерій міцності Миролубова [12], за яким необхідно отримати два експериментальних значення, щоб побудувати граничну обвідну.

Найбільш глибоке узагальнення теорії міцності О. Мора було отримано М.М. Філоненко-Бородичем [8], яке полягало в отриманні функції критерію граничного стану з урахуванням коефіцієнта Лодє  $\mu_\sigma$  для напруженого стану поблизу точки, тобто перейти до врахування впливу на міцність проміжного головного напруження:

$$\tau_{окт} = F(\sigma_{окт}, \mu_\sigma) \quad \mu_\sigma = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1 \quad (1.16)$$



де  $\mu_\sigma$  – коефіцієнт Лодє, що враховує вид напруженого стану навколо точки, -  
 $1 < \mu_\sigma < 1$ .

Для залежності (1.16) А. Надаї запропонував вважати, що кожній точці  $\tau_{окт}$ ,  $\sigma_{окт}$  відповідає сімейство конгруентних кіл Мора, які відрізняються видом напруженого стану за допомогою коефіцієнтів Лодє  $\mu_\sigma$ , тому для кожного коефіцієнта Лодє  $\mu_\sigma$  існує своя гранична огинаюча кіл Мора.

Дослідження М.М. Філоненко-Бородича [8] були спрямовані на більш теоретично виправдане врахування впливу на міцність проміжного головного напруження за допомогою коефіцієнта Лодє  $\mu_\sigma$ . Однак, як зазначається в роботі [1], дослідями Т. Карману і Р. Беккера, виконаними для граничних значень змін коефіцієнта Лодє  $\mu_\sigma = 1$  і  $\mu_\sigma = -1$  показано, що огинаючі мало відрізняються одна від другої. Тому з точки зору практики доцільніше не враховувати проміжне головне напруження, а залишатись у межах теорії міцності О. Мора.

Окремо слід відзначити критерій міцності Давиденкова–Фрідмана [3], в якому розглядаються два типи руйнування – відривом або зсувом. Далі зроблено припущення, що має бути два параметри граничної міцності – опір відриву і опір зсуву, а найпростіший спосіб обліку подвійного характеру руйнування – це розглядати одночасно дію дотичних і нормальних напружень. Для цього у критерій Давиденкова–Фрідмана вводиться межа міцності по максимальному дотичному напруженню  $\tau_{max}$  (що припустимо тільки для пластичних матеріалів) і граничне значення наведених розтягуючих напружень  $\sigma_{прив}$ . На підставі цього застосовується коефіцієнт  $\alpha$  – коефіцієнт жорсткості навантаження, який дорівнює:

$$\alpha = \frac{\tau_{max}}{\sigma_{прив}}. \quad (1.17)$$

Далі розтягуюче напруження  $\sigma_{прив}$  обчислюється за формулою Гука для найбільшого позитивного подовження, в якому виявився матеріал.

Якщо  $\alpha > 1$ , переважають дотичні напруження над розтягуючими, тоді навантаження вважається м'яким і руйнування буде в'язким, тобто від зсуву

за малих подовженнях. Якщо  $\alpha < 1$ , то навантаження вважається жорстким і відбувається руйнування за механізмом відриву.

Недоліком цього критерію руйнування варто вважати неможливість його застосування для гірських порід і взагалі для тіл, які не є пластичними. Тому як відомо, що в цих матеріалах руйнування крихкого типу відбувається навіть за відсутності розтягуючих напружень у вигляді комбінації зрушень і відривів, що не вкладається у схему Давиденкова–Фрідмана.

В якості комбінацій першого і другого інваріантів тензора напружень, що діють навколо цієї точки, можна навести критерій Писаренко-Лебедева [13]:

$$3q^2T + (1 - q^2) \sigma_{max}^2 = \sigma^2. \quad (1.18)$$

Цей критерій є окремим випадком більш загального критерію А. Надаї (1.10) і має його недоліки, з яких головним є те, що цей критерій непридатний для кам'яних матеріалів і гірських порід. Не зважаючи на модернізацію критерію за допомогою додаткових експериментальних правок, його концептуальне обмеження не дозволило йому отримати практичного застосування.

Таким чином, критерії міцності, що мали на меті узагальнення теорії міцності О. Мора, засновані на однаковому припущенні, що комбінація першого і другого інваріантів тензора напруженого стану з декількома експериментальними постійними здатні правильно передбачити особливості руйнування будь-якого матеріалу. Однак ці теорії носили емпіричний характер, хоча і мали складні алгебраїчні і геометричні перетворення, тому, що вид граничної умови можна було визначити лише експериментально. Перевагою цього етапу розвитку теорій міцності є встановлення узагальнюючих закономірностей і принципів, яким має відповідати гранична огинаюча міцності матеріалів. До недоліків виконаних досліджень належить недостатнє врахування сутності механічних процесів під час руйнування матеріалів з позицій фізики явищ.

Далі проаналізуємо найбільш відомі критерії і теорії міцності, запропоновані для гірських порід.

Для своїх досліджень міцності К.В. Руппенейт [14, 15] застосував положення механіки руйнування до гірських порід і теоретично узагальнив накопичені експериментальні дані по натурних і лабораторних випробуваннях зразків гірських порід, тим самим визначивши умови, яким має задовольняти гранична огинаюча на діаграмі О. Мора. Серед недоліків необхідно виокремити помилкове положення, що радіус кола граничної обвідної у точці всебічного розтягування для всіх матеріалів, здатних працювати на розтягнення, відмінний від нуля, а межа міцності під час всебічного розтягування не може перевищувати міцність на одноосьове стиснення. Це наклало суттєві обмеження на вид можливих граничних обвідних і різко зменшило коло можливих варіантів її найбільш правильної форми. Також до помилкових тверджень варто зарахувати те, що огинаючу напівзруйнованого матеріалу, розбитого тріщинами, можна отримати паралельним перенесенням початкової огинаючої для незруйнованого матеріалу в початок координат діаграми О. Мора. При цьому без обґрунтування стверджувалося, що «напівзруйнований» матеріал матиме міцність на одноосьове стиснення, рівне міцності на одноосьове розтягнення вихідного матеріалу.

Дослідження М.М. Протодьяконова [16] щодо пошуків узагальненого рівняння граничної огинаючої для гірських порід дозволили запропонувати емпіричну залежність у вигляді:

$$\tau_{nt} = \tau_{max} \left[ \frac{(\sigma_p + \sigma_n)^2}{(\sigma_p + \sigma_n)^2 + a^2} \right]^{3/8}, \quad (1.19)$$

де  $\tau_{max}$ ,  $a$  – параметри матеріалу, перший з яких дає ординату асимптоти, до якої прагне гранична огинаюча, а другий задає форму (кривизну) огинаючої на початку координат;  $\sigma_p$  – межа міцності породи на одноосьове розтягнення.

Саме рівняння (1.19) є однією з перших спроб узагальнити експериментальні дані за результатами випробування порід на міцність в

об'ємному напруженому стані і отримати єдиний паспорт міцності для порід. На жаль, точність випробувань не перевищувала 20 %, а вибір режимів випробувань не контролювався, спостерігалися певні протиріччя у теоретичних узагальненнях результатів лабораторних випробувань.

Аналіз рекомендованого узагальненого рівняння (1.19) показує, що в ньому є три незалежних показники, які необхідно визначати з випробувань породи –  $\tau_{\max}$ ,  $\alpha$  і  $\sigma_p$ . Якщо міцність породи на одноосьовий розтяг має ясний фізичний зміст і існують методики по її визначенню в лабораторії, то іншим показникам притаманний невизначений фізичний зміст, що в першу чергу, стосується показника форми, який пропонується визначати підбором до експериментальної кривої паспорта міцності цієї породи. Крім того, пряме отримання показника  $\tau_{\max}$  з лабораторних досліджень неможливе, оскільки за своїм змістом – це асимптота, до якої прагне узагальнена огинаюча при граничному збільшенні середнього стискаючого напруження. Тому наведене рішення малопридатне для більшості гірських порід через фіксовані форми паспорта міцності, окрім того, теоретично не обґрунтованою є наявність у паспорті міцності асимптоти, бо з (1.19) випливає, що  $\max \tau \rightarrow \tau_{nt}$  при  $\sigma_n \rightarrow \infty$ .

До інших недоліків цієї гіпотези можна зарахувати використання припущення К.В. Руппенейта, що по мірі зменшення міцності на одноосьовий розтяг паспорт міцності конгруентно переміщується в початок координат уздовж осі нормальних напружень. З іншого боку, обраний у рівнянні (1.19) показник ступеня рівний 3/8, М.М. Протодьяконов вважає, що міцність на одноосьове розтягнення завжди менша міцності на всебічне розтягнення, що прямо суперечить припущенням К.В. Руппенейта. Варто зазначити, що у наступних дослідженнях обидва ці твердження були відкинуті. Крім того, з цього рівняння неможливо отримати граничну криву для пластичних порід, коли міцність на одноосьове стиснення дорівнює міцності на одноосьовий розтягнення.

Серед критеріїв міцності, заснованих на використанні емпіричних підходів, потрібно розглянути критерій міцності З. Бенявського [17]:

$$\sigma_1 = A\sigma_c^{0.25}\sigma_3^{0.75} + \sigma_c, \quad (1.20)$$

де  $A$  – емпірична константа.

Варто зазначити, що в цьому рівнянні відсутня частина граничної огибаючої, яка знаходиться в області розтягування, оскільки виявляється, що завжди  $\sigma_1 \geq 0$ . Також, як недолік, варто видзначити отримання співвідношення головних напружень по діаграмі Мора, де граничну огибаючу будують в координатах  $\sigma$  -  $\tau$ . Для цього необхідно виразити головні напруження  $\sigma_3$ ,  $\sigma_1$  через нормальне і дотичне  $\sigma_n$ ;  $\tau_{nt}$  напруження на площині руйнування. Для цього користуються перетвореннями (1.9), доповнюючи їх значенням коефіцієнта тертя, яке можна отримати із заданого рівняння (1.20).

Тоді (1.9) представимо залежностями:

$$\sigma_1 = \sigma_n + \tau_{nt} (f + \sqrt{1 + f^2}); \sigma_3 = \sigma_n + \tau_{nt} (f - \sqrt{1 + f^2}), \quad (1.21)$$

записуючи їх у загальному вигляді:

$$\sigma_1 = \sigma_1(\sigma_n; \tau_{nt}; f); \sigma_3 = \sigma_3(\sigma_n; \tau_{nt}; f). \quad (1.22)$$

Визначимо з кожного рівняння (1.21, 1.22) часткові похідні по  $\sigma_n$  з урахуванням того, що коефіцієнт внутрішнього тертя матеріалу визначається за формулою  $f = tg(\rho) = \partial\tau_{nt} / \partial\sigma_n$ :

$$\begin{aligned} \frac{\partial\sigma_1(\sigma_n; \tau_{nt}; f)}{\partial\sigma_n} &= 1 + f(f + \sqrt{1 + f^2}); \\ \frac{\partial\sigma_3(\sigma_n; \tau_{nt}; f)}{\partial\sigma_n} &= 1 + f(f - \sqrt{1 + f^2}). \end{aligned} \quad (1.23)$$

Знайдемо з вихідного рівняння (1.20) похідну  $\sigma_1$  по  $\sigma_3$ , позначаючи її  $f_0$ :

$$f_0 = \partial\sigma_1(\sigma_3) / \partial\sigma_3. \quad (1.24)$$

Скористаємося тотожністю:

$$f_0 = \frac{\partial\sigma_1\sigma_3}{\sigma_3} = \frac{\partial\sigma_1(\sigma_n)/\partial\sigma_n}{\partial\sigma_3(\sigma_n)/\partial\sigma_n} = \frac{1+f(f+\sqrt{1+f^2})}{1+f(f-\sqrt{1+f^2})}, \quad (1.25)$$

звідки, вирішуючи (1.25) щодо  $f$ , знаходимо значення дійсного коефіцієнта кута внутрішнього тертя матеріалу:

$$f = \frac{f_0 - 1}{2\sqrt{f_0}} = 0.5(f_0^{\frac{1}{2}} - f_0^{-\frac{1}{2}}). \quad (1.26)$$

Варто зазначити, що необхідно, щоб коефіцієнт кута внутрішнього тертя задовольняв нерівність  $0 \leq f \leq 1$  в області стиснення матеріалу. Перша нерівність забороняє коефіцієнту тертя приймати негативні значення, а друга – обмежує напруження від сил внутрішнього тертя без урахування зчеплення верхньою межею, коли дотичні напруження не можуть перевищувати нормальне на площадці руйнування.

Далі, підставляючи у вихідне рівняння (1.19) значення напружень з (1.22), отримаємо загальну неявну функціональну залежність  $\sigma_n; \tau_{nt}$ :

$$F(\sigma_n; \tau_{nt}; f) = \sigma_1(\sigma_n; \tau_{nt}; f) - \sigma_1[(\sigma_3(\sigma_n; \tau_{nt}; f))] . \quad (1.27)$$

Таким чином, рішення отримано. За використання рівняння граничної огинаючої  $\sigma_n; \tau_{nt}$  у параметричному вигляді, беручи в якості параметра  $\sigma_3$  або  $\sigma_1$ , для чого можна скористатися рівняннями (1.7):

$$\tau_n(\sigma_3) = [\sigma_1(\sigma_3) - \sigma_3] \cos \rho / 2 = [\sigma_1(\sigma_3) - \sigma_3] \frac{2\sqrt{f_0(\sigma_3)}}{f_0(\sigma_3)+1} , \quad (1.28)$$

$$\sigma_n(\sigma_3) = [\sigma_1(\sigma_3) + \sigma_3] \frac{\cos \rho}{2} + 0,5 [\sigma_1(\sigma_3) - \sigma_3] \frac{f_0(\sigma_3)-1}{f_0(\sigma_3)+1} ,$$

де прийнято  $\cos \rho = 2 \frac{\sqrt{f_0}}{f_0+1}$ ;  $\sin(\rho) = \frac{f_0-1}{f_0+1}$ , які можна отримати за допомогою залежності (1.26).

За умовою для першої похідної  $f_0 = \partial \sigma_1(\sigma_3) / \partial \sigma_3$  за довільним критерієм міцності необхідно задовольняти нерівності  $0 \leq f \leq 1$ . Для цього підставимо значення першої похідної  $f_0 = \partial \sigma_1(\sigma_3) / \partial \sigma_3$  відповідно до рівняння (1.26), що дає наступну закономірність:

$$1 \leq f_0 = \partial \sigma_1(\sigma_3) / \partial \sigma_3 \leq 3 + 2 \sqrt{2} = 5,82. \quad (1.29)$$

Застосовуючи ці перетворення до критерію 3. Бенявського (1.20), можна визначити, що критерій 3. Бенявського в певних діапазонах мінімального головного напруження не задовольняє межах коефіцієнта тертя відповідно до фізичного змісту задачі ( $0 \leq f \leq 1$ ). За умови (1.29) допустимі межі, яким має задовольняти постійна  $A$  в критерії Бенявського (1.20), залежно від приведенного мінімального напруження  $\overline{\sigma_3} = \sigma_3 / \sigma_c$  складають:

$$1,33 (\overline{\sigma_3})^{0,25} \leq A \leq 7,77 \overline{\sigma_3}^{0,25} . \quad (1.30)$$

З (1.30) випливає, що завжди є область значення  $\overline{\sigma_3}$ , де критерій З. Бенявського некоректний.

Таким чином, варто зазначити, що емпіричний критерій міцності З. Бенявського непридатний для опису міцності порід під час негативного напруження, наприклад розтягування, а в області стискання - результати загалом некоректні, де тільки на окремих ділянках діаграми О. Мора мають фізичний зміст. Це обмежує його застосування для гірських порід.

Найбільш широко застосовуваний емпіричний критерій міцності у зарубіжній практиці вважається критерій Хоека-Брауна [18], запропонований у вигляді:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_{ci} (\sigma_3 / \sigma_{ci} + s)^a, \quad (1.31)$$

де  $\sigma_{ci}$  – міцність на одноосьове стиснення непорушених гірських порід (в зразку);  $m$  і  $s$  – безрозмірні константи матеріалу і показник ступеня  $a$  (раніше прийнятий 0,5) коригуються за допомогою емпіричних рівнянь:

$$m = m_i \exp\left(\frac{GSI-100}{28-12D}\right); s = \exp\left(\frac{GSI-100}{9-3D}\right), a \frac{1}{2} + \frac{1}{6} (e^{-GSI/15} - e^{-20/3}), \quad (1.32)$$

де нові емпіричні константи  $m_i$ ,  $GSI$ ,  $D$  визначаються за особливими експериментальними натурними і лабораторними методиками, які мають їх зв'язати з властивостями, структурними особливостями, ступенем тріщинуватості, вибухового пошкодження і релаксаційними особливостями порід.

Щоб отримати міцність породи на одноосьове стиснення в масиві, треба підставити в рівняння (1.31) мінімальне головне напруження рівним нулю  $\sigma_3 = 0$ :

$$\sigma_3 = \sigma_{ci} S^a \quad (1.33)$$

Таким чином, параметр  $s$  у критерії Хоека-Брауна обліковує ступінь порушення масиву і зменшення його міцності на стиснення в порівнянні зі зразком. Якщо в тому ж рівнянні (1.31) створити двоосьове рівномірне розтягнення  $\sigma_1 = \sigma_3 < 0$ , то масив зруйнується, коли вони досягнуть рівня

міцності на розтягнення, звідки отримуємо, прирівнюючи в рівнянні (1.31) вираз в дужках до нуля:

$$\sigma_p = \sigma_{ci} s/m. \quad (1.34)$$

Таким чином, фізичний зміст постійної  $m$  – це співвідношення межі міцності на одноосьове стиснення до межі міцності на розтягнення непорушеної породи (в зразку).

У результаті деяких спрощень критерію Хоека-Брауна, які усувають проміжні постійні і не змінюють його сенс, можна отримати такий зручний для аналізу вид критерію (в приведених напруженнях, тобто розділених на міцність одноосевого розтягу), скориставшись рівнянням (1.34):

$$\sigma_1 = \sigma_3 + m (\sigma_3 + 1)^{0.5}. \quad (1.35)$$

Аналіз виразу (1.35) показує, що критерій міцності Хоека-Брауна задовольняє допустимим значенням граничних кривих. Однак для малих значень міцності на одноосьове розтягнення граничні криві виходять за межі допустимих значень, критерій перестає відповідати реальному механізму руйнування. Це доводить, що емпіричний підхід придатний лише у вузьких межах зміни даних, за яких емпірична формула була отримана.

Як встановлено [4], нахил граничної огинаючої на діаграмі О. Мора повністю залежить від співвідношення міцності на стиснення до міцності на розтягнення, позначене як  $m$ , що теоретично неправильно тому що це співвідношення залежить від структурної будови і неоднорідності матеріалу, частіше від наявності та орієнтування тріщин розриву і зсуву. Отже, в критерії приймається, що наявність тріщинуватості прямим чином впливає на кут внутрішнього тертя матеріалу, а це є неприйнятним з фізичної точки зору.

Зростання або зменшення параметра  $m$  можна трактувати, як зменшення або зростання міцності на одноосьове розтягнення по відношенню до міцності на одноосьове стиснення. Основна причина такої зміни міцності на розтягнення – зміна внутрішньої структури матеріалу (гірської породи), що в першу чергу можна пояснити, як зростанням або



зменшенням ступеня тріщинуватості матеріалу. Чим більше у одного і того ж матеріалу міститься тріщин (особливо тріщин відриву), тим менше його міцність на розтягнення, тоді як міцність на стиснення майже не зазнає змін.

Отже, чим більше тріщин розриву містить гірська порода, тим менше її міцність на одноосьове розтягнення, оскільки значно збільшується кут внутрішнього тертя, тоді як опір стискаючим напруженням різко зростає. Таким чином, з критерію випливає парадоксальний висновок: чим більше тріщин в матеріалі, тим вище його міцність на стиснення.

До недоліків емпіричної формули Хоека-Брауна належить:

- за умови фіксованого значення міцності на стиснення і параметра  $m$  порода виявляється тим міцніше, чим менше її міцність на розтягнення, що суперечить фізичним принципам руйнування матеріалу;

- з критерію Хоека-Брауна (1.31) неможливо отримати міцність на одноосьове розтягнення, а матеріал завжди руйнується в умовах об'ємного багатокомпонентного розтягування  $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3 = -\sigma_p$ ;

- в критерії Хоека-Брауна неможливо прийняти  $m = 1$ , що рівнозначно умові  $\sigma_c = \sigma_p$ , яка може виконуватися у ідеально пластичного матеріалу з кутом внутрішнього тертя, рівним нулю, і критерій нездатний правильно описувати умову міцності для пластичних матеріалів, у яких паспорт міцності паралельний осі нормальних напружень на діаграмі О. Мора;

- недосяжний за цим критерієм і важливий критерій міцності Кулону, який є ідеально сипким тілом з прямолінійною обвідною найбільших кіл напружень діаграми О. Мора.

У підсумку аналізу критерію міцності Хоека-Брауна, можна зробити висновок, що вперше було зроблена спроба описати міцність порід під час об'ємного навантаження. Однак незважаючи на велику популярність цього критерію, він має істотні недоліки і не може бути рекомендований для практичного, а тим більше теоретичного застосування.

Більш цікавим виявився підхід О.М. Шашенка для отримання критерію міцності [19], заснований на алгебраїчному перетворенні другого тензора

напружень і припущення для однорідних порід про незалежність міцності від проміжного компонента тензора напружень. У результаті критерій було отримано у вигляді рівняння квадратної параболи як умову міцності:

$$(\sigma_1 - \sigma_3)^2 - (\sigma_c - \sigma_p)(\sigma_1 + \sigma_3) = \sigma_c \sigma_p, \quad (1.36)$$

де  $\sigma_c, \sigma_p$  – межі міцності на одноосьове стиснення і розтяг відповідно.

Це рівняння дозволило вперше отримати критерій міцності за допомогою алгебраїчних методів. Доведено [19], що цей критерій здатний відтворити найпростіші ідеалізовані моделі міцності матеріалів – ідеально пластичні ( $\sigma_c = \sigma_p; f = 0$ ), ідеально сипучі ( $\sigma_c = \sigma_p = 0; f = const$ ) та ідеально зв'язані ( $\sigma_c > \sigma_p \neq 0; f = const$ ).

Для ідеально пластичної моделі закладемо в рівняння (1.36) рівність міцності на одноосьове стиснення і розтягнення  $\sigma_c = \sigma_p; f = 0$ , що перетворює рівняння граничної обвідної:

$$(\sigma_1 + \sigma_3)^2 = \sigma_c^2, \quad (1.37)$$

звідки отримаємо два рішення:  $\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_c$  та  $\sigma_1 - \sigma_3 = -\sigma_c$ , з яких перше надає паспорт міцності ідеально пластичного тіла, а другу умову варто відкинути, тому що вона суперечить фізичному сенсу.

Також існує можливість опису цим рівнянням ідеально сипучого середовища, для чого підставимо в (1.36) умову рівності нулю міцності на одноосьове розтягнення  $\sigma_p = 0$ :

$$(\sigma_1 - \sigma_3)^2 - \sigma_c(\sigma_1 + \sigma_3) = 0, \quad (1.38)$$

рішенням якого будуть два рівняння граничних кривих:

$$\sigma_1 + \sigma_3 = 0; \sigma_1 = \sigma_3 + \sigma_c. \quad (1.39)$$

В результаті отримуємо відому умову чистого зсуву, а не паспорта міцності, тому це має бути відкинуто. Друге рівняння – це умова ідеальної пластичності  $\sigma_c = \sigma_p; f = 0$ , що суперечить початковим передумовам  $\sigma_p = 0$  для сипучого середовища, а тому не відповідає умові ідеально сипучого середовища  $\sigma_c = \sigma_p = 0; f = const > 0$ . Той самий результат отримуємо, якщо підставити у висхідне рівняння (1.36) рівність нулю міцності на одноосьове стиснення  $\sigma_c = 0$  або навіть одночасну рівність нулю міцності  $\sigma_p = 0; \sigma_c = 0$ .

Також отримуємо рівняння паспорта міцності ідеально пластичного тіла (1.38), а у другому випадку маємо два неприйнятних рівняння: а) умова чистого зсуву  $\sigma_1 + \sigma_3 = 0$ , що не є граничною кривою і б) умова граничної обвідної ідеальної рідини  $\sigma_1 - \sigma_3 = 0$ , а по суті – закон Паскаля.

Треба відмітити, що теоретичне обґрунтування критерію О.М. Шашенка аналітично досконаліше, ніж в попередніх гіпотезах міцності, проте для нього властиві ті самі методичні недоліки, як для умов міцності Хоека-Брауна, повторюється парадокс збільшення міцності породи по мірі збільшення в ньому тріщин розтягнення. З критерію випливає, що чим менше міцність на одноосьове розтягнення, тим вище міцність матеріалу за інших рівних умов. У цьому критерії міцність на всебічний розрив завжди дорівнює міцності на одноосьове розтягнення, що далеко не завжди підтверджується практикою. Крім того, для сильно тріщинуватих або зруйнованих порід  $\sigma_p \rightarrow 0$  рівняння малопридатне, тому що в цьому випадку  $\sigma_1 = \sigma_c$ , що рівнозначно твердженню про наявність міцності на одноосьове стиснення у сипучого матеріалу.

Таким чином, незважаючи на явні переваги критерію міцності О.М. Шашенка для гірських порід перед раніше розглянутими (його простота, властивість відтворювати ідеальну пластичність, доступність), варто визнати, що притаманні йому недоліки обмежують його використання.

Широке визнання в механіці руйнування отримав критерій руйнування А. Гріффітса [20], який заснований на припущенні, що руйнування ідеально пружного тіла завжди відбувається виключно крихко.

Ця теорія заснована на припущенні рівноважного стану пружної системи з тріщиною, якщо повна енергія системи є мінімальною. Під час утворення тріщини витрати енергії на виконання роботи з утворення нової поверхні становлять:

$$A = 2\gamma l . \quad (1.40)$$

Виходячи з умови рівноваги системи можна отримати межу напружень, за якої тріщина розпочне розвиватися:

$$\sigma = \frac{\sqrt{2\gamma E}}{kl}. \quad (1.41)$$

Системним недоліком цієї теорії є обмеження типу руйнування тільки крихким, а також представлення процесу руйнування результатом розвитку однієї тріщини. Теорія міцності А. Гріффітса відповідає сучасним представленням про руйнування твердих тіл і достатньо добре узгоджується із результатами випробувань. Варто зазначити, що незважаючи на суттєві досягнення теорії А. Гріффітса, обмежена постановка задач для випадків руйнування твердого тіла однією тріщиною зменшує практичне значення цих досліджень.

Розвитку цієї теорії також присвячена робота Г.П. Черепанова, в якій була вирішена задача про напружений стан навколо тріщини поздовжнього зсуву [21]. Наведені узагальнені результати досягнень теорії крихкого руйнування підтвердили обмеження випадком існування однієї тріщини.

Початково Л. Прандлем встановлено [22], що деформування твердих тіл завжди відбувається зсувом та розривом по площинам, перпендикулярним силам розтягування, і в'язко від сил зсуву. Ці питання розглянуті у працях М.М. Давиденкова [23], Я.Б. Фридмана [24] та ін.

Механізм пластичного деформування в результаті деформування зсувом, запропонований Дж. Тейлором, довів існування дефектів у кристалах – дислокацій [25], які зароджуються на кінцях тріщин, і можуть взаємодіяти і розмножуватися.

Детальні дослідження руйнування порід у складному напруженому стані виконані О.М. Ставрогіним, який запропонував експоненціальну умову міцності [26, 27].

Статистична природа міцності вперше запропонована А.П. Олександровим та С.І. Журковим [28], її подальший розвиток отримано в роботах Я.І. Френкеля [29] та інших. На основі метода Дж. Гіббса запропоновано узагальнений підхід до міцності неоднорідних середовищ І.М. Ліфшицем та Л.Н. Розенцвейгом [87].

Вивчення температурно-часової залежності міцності дозволило С.Н. Журкову розвинути термофлуктуаційну теорію міцності твердих тіл [28], де рівняння теорії мають фізичний сенс та відтворюють закономірності явищ на атомовому рівні. Підставою руйнування визначено енергетичні флуктуації атомів за теплового руху.

На сучасному етапі розвитку кінетична теорія не може бути використана для розрахунків, тому що розроблена для одновісного розтягування, в той час як породній масив навколо виробок знаходиться в складному напруженому стані.

Спроба Г.Г. Литвинського [30] розширити можливості теорії руйнування за рахунок визначення впливу неоднорідності складу, анізотропії побудови та природної тріщинуватості, що притаманне реальним гірським породам, була обмежена переважним розглядом крихкого руйнування з додаванням сухого тертя під час зсуву. Розрахунки за аналітичним критерієм руйнування надають прийнятні результати для переважно крихких порід, але для пластичних, наприклад слабометаморфізованих порід, похибка значно збільшується.

У своїй роботі Г.Т. Кирничанський дійшов висновку [31], що крихке руйнування має супроводжуватися збільшенням обсягу, а теоретичний аналіз розподілу напружень всередині деформованого тіла можливий лише за припущення про однорідність та ізотропність граничних умов навантаження. Тільки за таких умов можливо пояснити ефект виникнення тріщин відриву в площинах, паралельних максимальному стискаючому навантаженню, деформування без поперечних переміщень, різниці в опорі розтягненню та стисканню; повзучості та релаксації напружень, накопичення та дисипації енергії.

Вплив середнього головного напруження на граничний стан твердого тіла доведений в роботах В.В. Виноградова [32] під час розгляду руйнування твердого тіла як об'ємної моделі деформованого елемента. Повний опір

навантаженням є сумою опору трьох діагональних зв'язків і будь-які припущення про відсутність одного з цих зв'язків – помилка.

Ймовірний характер впливу масштабного ефекту доведено в роботі [33], де розглянута міцність гірського масиву за різноманітного розподілу дефектів структури, що дозволяє розраховувати довірчий діапазон змін міцності масиву.

В цілому наведений аналіз підтверджує загальнонаукову актуальність обраного напрямку досліджень.

## 1.2. Аналіз гіпотез гірського тиску

Першою серед застосованих відома гіпотеза гірського тиску на кріплення А. Шульца [34], де запропоновано розрахунок навантажень як пружний вигин балки у вигляді шару безпосередньої покрівлі, хоча в покрівлі залягає і одночасно деформується декілька шарів порід. Перші узагальнення дії гірського тиску висунув А. Гейм [35] для скель в яких передбачив, що тиск порід виникає від ваги порід та поширюється гідростатично. Ця гіпотеза до цього часу не відкинута, а надалі була розвинута М. Талобром [35], Л. Мюллером [36], С. Г. Авершиним [37].

Потім В. Ріттер [38] визначив рівняння кривої відриву порід в склепінні під час обрушення та їх вагу як навантаження на кріплення. Однак недоліком цієї гіпотези є відсутність залежності від глибини і не врахованість структурного послаблення порід, окремо застосовано розрахунковий коефіцієнт за розмірністю в метрах без пояснення фізичного сенсу.

Наступним В. Тромпеттер запропонував гіпотезу [35], яка передбачає утворення навколо виробки трьох зон напруженого стану: розвантаження, обвалення у вигляді склепіння стійкої рівноваги, підвищеного тиску (від товщі порід) та пружного стану (від оточуючого масиву).

Далі Т. Енгессер [35] дослідив склепоутворення у сипучому середовищі, де передбачав самостійне утворення склепіння розвантаження.

Однак, якщо масив складається з окремих часток, їх утримання від обрушення можливе тільки за створення опорної поверхні. Приймаючи кут тертя сипкого тіла  $\varphi$ , а щільність  $\gamma$ , з огляду на теорію Кулону, Ф. Енгессер визначає горизонтальний тиск  $\tau$  від вертикального тиску:

$$\tau = \sigma \operatorname{tg}^2 90^\circ + \varphi/2 . \quad (1.42)$$

До переваг цієї гіпотези варто зарахувати можливість склепоутворення у сипучому масиві за достатньої глибини занурення, якщо співвідношення потужності сипучого шару до ширини виробки менше 3:4, на кріплення тисне увесь стовп порід, якщо співвідношення перевищене – утворюється склепіння.

Потім Ф. Фейоль [35] якісно визначив картину прогину шарів покрівлі та запропонував закономірність цього процесу, враховуючи рихлення та ущільнення глинистих сланців, пісковиків та вугілля під час зростання тиску. Автор встановив, що глина під час стискання до 100 МПа зменшує обсяг, тоді як сланці вже при 10 МПа збільшуються на 10 %, пісковики – на 36 %, а вугілля – на 30 %. Подальше збільшення тиску приводить до зменшення обсягу. Ця робота була основою для багатьох теоретичних досліджень гірського тиску.

Далі А. Леон [35] обґрунтовано отримав математичне рішення задачі про розподіл напружень навколо круглої виробки у пружному масиві:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= p(1 - \sin 2\alpha) \\ \sigma_i &= p \sin 2\alpha \\ \tau &= p \sin \alpha \cos \alpha, \end{aligned} \quad (1.43)$$

де радіальні  $\sigma_r$ , тангенціальні  $\sigma_i$  та дотичні  $\tau$  напруження,  $\alpha$  – кут тертя.

Теорія А. Леона отримала визнання і була використана для визначення розподілу напружень навколо виробки круглої форми, завдяки чому з'ясовано, що утворення виробки викликає перерозподіл напружень навколо всього контуру виробки. Це підтверджено дослідями Ф. Левінсона-Лесінга [35] на поляризаційних матеріалах з отворами різної форми, за результатами яких найбільша концентрація напружень спостерігається у боках виробки,

причому для форм, які мають довгу діагональ за напрямком максимальних навантажень (овальна, еліптична, підкововидна) ця концентрація відносно менша. Головним недоліком цієї гіпотези є те, що на контурі виробки радіальний тиск відсутній, що суперечить даним практики про навантаження кріплення.

Одночасно М. М. Протодьяконов [39] створив теорію тиску на кріплення, отримуючи формулу тиску на кріплення:

$$P = \frac{4}{3} \gamma a^2 / (f - 1), \quad (1.44)$$

та визначивши, що склепінчата форма залежить від умов рівноваги, тому розташована вище товща порід не створює тиску на кріплення, що суперечить практиці. Тому застосування цієї теорії обмежено глибинами 150–200 м. Для виробок на глибинах 500–700 м висота skleпоутворення за формулою суттєво відрізняється від виміряних у шахтних умовах, крім того, ця теорія розглядає лише окремі виробки і не дає можливості визначити тиск для камер та видобувних вибоїв.

Так І. Коммерель [35] визначав висоту склепіння по прогину шарів покрівлі з урахуванням руйнування порід на окремі шматки, що викликає збільшення обсягу порід у склепінні рівноваги. Однак визначення тиску за цією теорією неможливе без вимірів прогину шарів, тому в проектуванні не могло бути застосовано.

Далі О.М. Динник [40] вперше застосував теорію пружності для досліджень напруженого стану масиву і отримав рішення задачі розподілу напружень для масиву, яка відрізняється від робіт А. Гейма тим, що горизонтальний тиск складає лише частину вертикального, але за результатами можливо визначити тільки напруження в масиві, до розрахунків навантаження на кріплення гіпотеза не доведена. Далі спільно з Г.М. Савіних та А.Б. Моргаєвським вперше було отримано розподіл напружень навколо горизонтальних виробок круглого, еліптичного і прямокутного перетинів в скельних породах.



У ті ж роки геолог Р. Феннер [41] запропонував вважати гірський масив лінійно-пружним поза приконтурної зони гірничої виробки. Обмежуючись описом напруженого стану гірських порід навколо виробки круглого перетину, він виділяє зону знижених напружень з істотним зміщенням гірських порід у виробку (зона Тромпеттера), зону підвищених напружень з розривами породи і решту масиву, в якому з видаленням від виробки вплив на напружений стан гірських порід згасає. Р. Феннер звернув увагу на необхідність врахування пластичності гірських порід, неоднорідності, шаруватості, рельєфу місцевості під час вивчення напружень і зсувів.

У той же час Д. В. Філліпс [35] експериментально показав, що гірські породи залежно від умов навантаження можуть проявляти властивості повзучості, релаксації напруг і пластичності.

У середині 30-х років Д.С. Ростовцев [42] першим висунув гіпотезу гірського тиску в очисних виробках, яка була покладена в основу управління покрівлею в лавах. Суть її у тому, що якщо виробку виконувати на великих площах, тоді породи покрівлі зависають, в крайових частинах виникає небезпечна концентрація напружень і може статися обвалення основної покрівлі (вторинна осадка).

Потім В.Д. Слесарєв [43] удосконалив теорію skleпоутворення для видобувних виробок у вигляді склепіння обрушення, визначив граничну ширину стійкого оголення масиву. Однак положення про еквівалентний прогін помилково дозволяє замінити виробку обмеженого контуру на еквівалентну нескінченно довгу, породи навколо якої будуть у подібних умовах рівноваги. Водночас дослідженнями В. Ріттера доведено, що стійкість порід в покрівлі визначається шириною виробки [38].

Далі Л. Д. Шевяков [44] запропонував метод розрахунку ціликів під час камерно-стовпової системи розробки, який полягає у тому, що на кожен цілик тисне вага стовпа порід до поверхні. Площа перетину цього стовпа дорівнює сумі площі самої цілини і половині площі стелин камер, що примикають до цілини. Такий підхід до розрахунку ціликів підтверджено

Г.М. Кузнєцовим і М. А. Слободовим [45] стосовно родовищ пластів солі шляхом вимірів напружень методом розвантаження. У 1948 р було розпочато дослідження гірського тиску на моделях з еквівалентних матеріалів. Основні положення методу моделювання розроблено Г.М. Кузнєцовим [46]. Пізніше ним було висунуто гіпотезу шарнірно-блочного механізму осідання основної покрівлі видобувних виробок [47].

У той же час Дж. Спелдінг [35] за допомогою безпосередніх вимірів деформацій у виробках глибокого рудника «Чемпіон Риф» (Індія) визначив, що початкові напруження на контурі зменшуються за радіального розширення порід у порожнину виробки. Таким чином відбувається розвантаження порід контуру, яке згасає в глибину масиву, частина знятих навантажень концентрується на більшій відстані від контуру. У зв'язку з чим створюється зона зменшених напруг поблизу контуру та зона підвищених напруг подалі контуру.

Розвиток уявлення про перерозподіл напруг навколо виробок отримано у дослідженнях Р. Феннера [41] та А. Лабасса [48]. Р.Феннер припустив, що в однорідному ізотропному пружному середовищі деформації розтягу дорівнюють відповідним напруженням, а максимальне напруження зсуву визначається нормальним напруженням через коефіцієнт тертя. Тоді пояснюється наявність у пружному середовищі контуру, вільного від напруг та зони зменшення напруг у пластичному середовищі. А.Лабасс довів, що виробка оточена трьома зонами: зменшеного, підвищеного тиску та початкових напруг. Автор запропонував використання піддатливого кріплення високого опору, щоб запобігти розшаруванню порід безпосередньої покрівлі. На основі цих положень отримали широке застосування рамні конструкції у кріпленні.

Також ця «гіпотеза деформацій» отримала розвиток у роботах К.В. Руппенейта [49] та В.М. Лібермана [50], згідно з якою на деформації контуру не впливають зовнішні причини, не пояснюється обрушення порід покрівлі, витиснення порід, руйнування порід в боках.

Потім Р. Квапил [35] визначив, що зміни стану земної кори в результаті гірничих робіт порушують умови розподілу потенціальної енергії масиву у вигляді оптимального рівноважного стану, у якому рівень накопичень енергії мінімальний. Гірський тиск – це прояв реакції масиву на зміни стану у напрямку відновлення рівноваги. Цими дослідженнями доведено, що навколо виробки існує зона еліптичної форми, яка характеризується зменшеним вмістом потенціальної енергії та послабленням напруг. За віддалення від контуру виробки рівень потенціальної енергії зростає до максимуму, а далі зменшується до початкового в масиві.

На відміну від положень Г.М. Кузнєцова та В.Д. Слесарева гіпотеза зсуву призми обвалення була сформульована П.М. Цимбаревичем [51] для слабких порід у видобувних виробках на незначній глибині. Тиск порід на кріплення визначається, з огляду на утворення призм сповзання, коли породна стінка в боках виробки руйнується.

Тиск на стінку у покрівлі  $d_1$  та на рівні підшви  $d_2$  визначається:

$$\begin{aligned} d_1 &= \rho b \frac{tg^2(90^\circ - \varphi)}{2} 2, \\ d_2 &= \rho(b_1 + h)tg^2(90^\circ - \varphi)/2. \end{aligned} \quad (1.45)$$

Підставляючи значення  $d_1$  і  $d_2$  отримуємо епюру тиску:

$$D = \frac{\rho}{2} (2b^1 + h)h tg^2 \left( \frac{90^\circ - \varphi}{2} \right). \quad (1.46)$$

Після нескладних перетворень отримуємо тиск порід покрівлі від призми сповзання:

$$P = 2a\rho[a+hctg(90^\circ-\varphi)/2]/tg\varphi. \quad (1.47)$$

Ця формула широко застосовується для сипучих порід.

Далі Н. Хаст [35] методом розвантаження вперше точно виміряв пружні деформації в масиві, що дозволило виявити факт перевищення горизонтальних стискаючих напруг над геостатичними у декілька разів, таким чином визначаючи існування повного тензора тектонічних напруг у масиві.

Роботи Д. І. Шермана [35], С. Г. Міхліна та С. С. Лехніцького [52] дозволили схематизувати виробки еліптичними та щілинними вирізами і отримати точні рішення розподілу напружень в ідеалізованій постановці завдання. Д. І. Шерман розробив метод розрахунку напружень біля двох зближених еліптичних виробок великої протяжності на досить великій глибині.

В роботах І. В. Родіна [53] та Г. М. Савіна [54] вперше покладено початок використанню аналітичних методів у вирішенні завдань про взаємодію кріплення з породами гірничої виробки кругового перетину. Кріплення розглядається як пружне кільце, вставлене в круговий виріз. Завдяки вирішенню цієї контактної задачі Г. М. Савін отримує розрахункові формули тиску на кріплення. Пізніше це питання з урахуванням пружних деформацій стосовно вертикального стовбура з кріпленням розглянув Ф. А. Белаєнко [55].

Варто звернути увагу на праці С. Г. Лехніцького [52], який найповніше і найдетальніше розробив теорію пружності анізотропного тіла. На підставі своїх робіт автор обґрунтував постановку і точне рішення задачі про розподіл напружень і зсувів в трансверсально-ізотропному масиві навколо вертикального стовбура. Цим рішенням вперше було показано, що вертикальний компонент напружень при проходженні стовбурів не змінюється, тобто залишається рівним за величиною вихідному вертикальному гірському тиску.

Пізніше А. В. Савостьянов [56] запропонував теорію зрушень шаруватого масиву залежно від природних, технологічних та часових факторів на основі закономірностей опору матеріалів для балок на пружній основі. При співвідношенні геометричних параметрів защемлення 0,6–0,67 зміни нормальних напруг підкоряються лінійному закону і відповідають «золотому перерізу», що дозволило визначити навантаження, реакції поперечних сил та вигинаючі моменти для масиву у стані розробки. Встановлено, що епюри навантажень складаються з декількох зон опорного

тиску, причому зі збільшенням міцності порід. Далі, від 2006 р автор застосовує еліптичні зони концентрацій розвантаження навколо виробленого простору.

Вперше В. Ф. Лавриненко [57] запропонував термодинамічну теорію напруженого стану масиву, яка передбачає формування напруженого стану гравітаційним тиском від ваги покривних порід та виникаючих процесів перерозподілу потенціальної енергії масиву в межах пружного деформування з переходом генерованої від стискання теплоти до більш охолоджених ділянок масиву відповідно до другого закону термодинаміки. За основу прийнятий стан одиничного обсягу породи, який стиснутий гравітаційним тиском, початковий обсяг зменшується, а щільність зростає. Таким чином гірська порода в масиві об'ємно деформована, а величина повної деформації за гіпотезою Дюамеля та Нейману [35] складається з пружної частини та затиснутого теплового розширення, що відповідає температурному полю середовища. Наступний перерозподіл потенціальної енергії вирівнює тиск у горизонтальній площині до рівномірного відповідно до гіпотези А. Гейма, що за рівнем перевищує вертикальний та у декілька разів геостатичний згідно з гіпотезою О.М. Динника.

У приконтурному масиві потенціальна енергія стиснення порід перетворюється на кінетичну енергію розширення під дією внутрішніх пружних сил у напрямку поверхні оголення, а збільшення об'єму порід на контурі викликає розвантаження напруг від початкового рівня у вигляді зони за формою еліпса. Перенесення теплоти масиву до поверхні оголення обумовлює появу в породах температурних напружень, які у взаємодії з механічними напруженнями створюють відповідний розподіл. Однак термодинамічна теорія може бути застосована лише для окремих виробок у межах приконтурного шару до кордону першої зони розвантаження.

Далі М. С. Буличев та Н. М. Фотієва [58] запропонували інтегральну оцінку стійкості порід за конфігурацією та формою зони непружних деформацій навколо виробки, де не виконуються умови міцності за критерієм

Кулону-Мора, щоправда без урахування проміжного нормального напруження.

Вже в наш час О. Е. Хоменко [59] запропонував синергетичний підхід до розгляду стійкості виробки, яку представлено як складну відкриту механічну систему. Система «масив-виробка» в зоні гірських робіт невірноважена, а оточуючий масив знаходиться у стані знеміцнювання. Розпорошення енергії навколо виробки нерівномірне за напрямком, а дисипація напружень створює навколо виробки стійкі структури під час відокремлення від масиву певних частин порід тріщинами. Утворення виробки порушує рівновагу масиву і викликає зростання концентрації механічної енергії навколо виробки, за досягнення щільності енергетичного потоку понад критичний рівень виникає енергетичний перехід (біфуркація) на інший стан рівноваги масиву, до більш стійкого або сильно невірноваженого, причому цей перехід може бути ініційований навіть малими збуреннями. Це може бути утворення та розкриття тріщин, причому крихке руйнування з появою тріщин паралельно нормальним напруженням збільшує невірноваженість масиву, а закриття тріщин, нормальних до напрямку дії напружень – покращує стійкість. Для досягнення рівноваги система «масив-виробка» має перейти у стан з найменшим запасом енергії. За міцності порід 40 МПа на глибині понад 400 м виникає одна енергетична зона навколо виробки, на глибині 500 м – 2 зони, на глибині від 600 до 1000 м – 3 зони. Необхідно зауважити, що за даними авторів гіпотези для умов менше 500 м та міцності порід менше 40 МПа явища зональної дезінтеграції не виникає.

Таким чином проведений аналіз наукового розвитку геотехнічної механіки дозволив систематизувати відомі гіпотези гірського тиску у вигляді класифікації, наведеної в таблиці А1 (додаток А) [59], але тим самим підтверджується відоме положення про відсутність універсальної гіпотези гірського тиску.

Необхідно зазначити, що станом на сьогодні сформульовані узагальнені актуальні науково-технічні проблеми геомеханіки [60]:

- вивчення закономірностей гірського тиску;
- дослідження напружено-деформованого стану гірського масиву;
- забезпечення ефективного підтримання гірничих виробок на основі керування енергією гірського масиву та ін.

Подальший розвиток геомеханіки як наукового напрямку пов'язаний із застосуванням математичних теорій деформованого тіла, що дозволяє суттєво розширити область досліджень і чисельними методами вирішувати нові завдання гірничої справи. Розробка методу скінченних елементів дозволила отримати можливість рішення об'ємних за розрахунками задач. Однак поширення прикладних програм має суттєві обмеження у зв'язку із неможливістю повного врахування особливостей побудови масиву, позамежового деформування гірських порід тощо. Наприклад, використання відомої програми Geomechanics (Fase 2) не дозволяє побудувати об'ємні об'єкти. Розрахунки виконуються в межах пружного деформування, а визначення напружень порушення суцільності порід неможливе, для визначення зон руйнування порід навколо виробок застосовано некоректний метод пружних накладань, не передбачені можливості введення нового критерію міцності, моделі поведінки порід, конструкцій кріплення і тощо.

Додаткового аналізу також потребує явище здимання гірських порід, яке широко розповсюджене, але розглядається виключно як окремо виникаюче, незалежно від розвитку руйнування порід.

У перших публікаціях інформаційного характеру причинами здимання вважаються набухання та фізико-хімічні реакції порід.

Однак в першій спеціальній роботі зі здимання А.В. Гурдуса [61] встановлено, що частка зміщень порід від набухання не перевищує 12,5 % фактичної величини здимання. В подальшому зазначена причина вважається другорядною.

У роботах [62, 63, 64] природа здимання визначається спільною дією фізико-хімічних факторів та сил гірського тиску. Необхідно виділити механізм здимання під дією фільтрації, по якому породний скелет, заповнений водою, врівноважує вагу розташованих вище порід гідростатичним тиском порової води. Під час осушення за рахунок фільтрації води в гірничій виробці під дією ваги порід відбувається втрата зчеплення та руйнування скелета, що викликає здимання. Цей механізм достатньо специфічний і також має обмежену область розповсюдження.

Різноманітні форми здимання порід під дією гірського тиску можна класифікувати за двома основними сполучними ознаками: типу вміщуючих порід (глинисті або сланцеві) та моделі розглянутого масиву (однорідні та неоднорідні). Спільний розгляд цих ознак дозволяє виділити 4 групи уявлень про здимання порід у гірничій виробці.

Для неоднорідного масиву здимання порід проявляється на окремій ділянці контуру з виробки [65]. Для масиву, складеного сланцевими породами та міцним пластом із вміщуючого пластову виробку, поширені уявлення про здимання як про форму прояву граничного стану порід. Механізм здимання порід визначається як випинання сипкого середовища під навантаженням [66, 67, 68, 69], бічного розпору другого порядку [70, 71] та руйнування порід в граничній зоні з урахуванням пружних та повзучих деформацій [72]. Розв'язок цієї задачі містить визначення навантаження на кріплення, яке запобігає здиманню методами теорії граничної рівноваги, наприклад, за В.В. Соколовським [73]:

$$q = p \frac{1-\sin\varphi}{1+\sin\varphi} \exp(-\pi \operatorname{tg}\varphi) - \operatorname{ctg}\varphi \left(1 - \frac{1-\sin\varphi}{1+\sin\varphi}\right) \exp(-\pi \operatorname{tg}\varphi). \quad (1.48)$$

Недоліками формули (1.48) є приблизне врахування властивостей порід, характеристик кріплення та відсутність ваги середовища, тому результати розрахунків значно відрізняються від практики.

Для неоднорідного масиву, складеного глинистими породами або з окремим шаром слабких порід, контактуючих з міцнішим шаром, наприклад,



пластом, відомий механізм здимання у вигляді видавлювання порід з-під штампугу [74, 75, 76]. Під дією навантаження через бічні міцні породи, що перетинають переріз виробки або вугільні цілики, тиск передається на пластичні породи, які розташовуються в підшві виробки. Через концентрацію напружень у боках виробки відбувається видавлювання пластичних порід через незакріплену підшву в порожнину виробки. Моделюванням такого механізму для умов Підмосковного басейну [77] встановлено збіг поля деформацій із задачею Прандтля про занурення плоского штампугу [78]. Розгляд здимання порід як процесу вдавлення пластичного матеріалу (за теорією холодного штампугування О.О. Ільюшина) у вигляді в'язкопластичної плинності середовища Бінгама дозволило визначати швидкість здимання за В.А. Литкіним [79]:

$$V_3 = \frac{6m_0}{4E \tan} \left( \frac{2Pm_0}{b-4m_0} - K_T b \right). \quad (1.49)$$

Область застосування цього розв'язку обмежена умовами Підмосковного басейну та достовірна для достатньо пластичних глин.

В однорідному масиві здимання розглядається як процес плинності (без збільшення об'єму) глинистих порід або як руйнування (зі збільшенням об'єму) сланцевих порід, причому механізм здимання впливає із загального напружено-деформованого стану приконтурного масиву, переміщення порід підшви відбуваються поряд зі зрушеннями всього контуру.

Дослідженню здимання як процесу видавлювання порід присвячено роботи [80, 81, 82]. Механізм здимання моделювався як плинність в'язкопластичної рідини за моделлю Бінгама-Шведова у вузьку щілину [83], однак отримані залежності можуть бути використані лише для аналізу загальних закономірностей через невизначеність параметрів. У низці аналогічних робіт на основі в'язкопластичних уявлень отримано навантаження на кріплення, розглянуто напружений стан масиву навколо виробки з урахуванням деформацій у часі, використано реологічні моделі середовища Максвела, Кельвіна та Пойтинга-Томсона, Ньютона та

стандартного лінійного тіла [84]. Недоліком цих робіт є отримання лише кінцевих величин зміщень, причому однакових за контуром виробки. Найбільш повним є розв'язок В.І. Барановського [85] про здимання порід як результат пружнов'язких та пластичних деформацій, розвинutih у часі, за умови утворення пластичної зони радіусом:

$$r_L = \alpha[(2\gamma H - R_c^\circ)/4q]^{1/2}. \quad (1.50)$$

Інтенсивність здимання визначається за формулою [31]:

$$V = \frac{9[Pm_0 - qm_0^2 - R_T/2(\pi b m_0 + b^2)k]^2}{4\alpha m_0 b R_T \left(\pi + \frac{b}{m_0}\right) \eta(t)}. \quad (1.51)$$

Розв'язок достатньо виправданий для глин та обводнених глинистих сланців.

Одночасно з використанням положень гідродинаміки розповсюдження отримав розв'язок пружнопластичних задач з використанням теорії спадкової повзучості, яка ґрунтується на залежності між деформацією і напруженням у часі за Л. Больцманом та Д. Гиббсом [86]:

$$E_\varepsilon = \sigma + \int_0^t k(t - \tau) \sigma(\tau) d\tau. \quad (1.52)$$

Під час розв'язку відбувається заміна пружних параметрів на часові інтегральні оператори в пружній постановці задач та в залежності від дослідних результатів визначається тип ядра повзучості, наприклад за Работновим Ю.М. [87]:

$$E_\alpha = Z^{-\alpha} \infty / Z_{n=0} \frac{(-1)^n \beta^n Z^{n(1-\alpha)}}{\Gamma[(n+1)(1-\alpha)]}, \quad (1.53)$$

або Ержановим Ж.С. [88]:

$$U(t, \tau) = \sigma(t - \tau)^{-\alpha}. \quad (1.54)$$

Застосування зазначеного підходу до розв'язку задач гірського тиску обмежено умовами деформування порід без порушення суцільності. Дослідження, проведені в шахтних умовах підготовчих виробок, показали, що в загальній величині переміщень пружні та пластичні деформації складають до 10 %, основна частка переміщень відбувається за рахунок розпушування порід при руйнуванні з розривом суцільності [89,90].

Розглядаючи здимання як загальний процес деформування приконтурних порід і обґрунтовуючи за відомими закономірностями утворення навколо виробки зон різного стану порід, Р. Феннер [41] вперше врахував непружне деформування порід, А.Лабасс [48] визначив зону непружних деформацій навколо виробки, штучно визначаючи зміщення. Детальніше ця задача розв'язана К.В. Руппенейтом [49], на основі гіпотези Д. С. Ростовцева [91], однак розрахункове розташування зони непружних деформацій виявилось невідповідним шахтним спостереженням.

У низці аналогічних робіт визначалися розміри зони непружних деформацій, тиск зруйнованих порід на кріплення, інтенсивність здимання. Характерним для них є розв'язок В. Г. Глюшинського [92], за яким інтенсивність здимання визначається:

$$V = \frac{r_B}{E} \left[ \gamma H (\exp(-r_L/r_B) - 1) + \frac{c}{K_f \lambda} \left( \exp \frac{K_f r_L \lambda}{r_B} - 1 \right) \times [1 - \exp(-t/tp) \right] \quad (1.55)$$

Недоліком отриманих закономірностей є визначення нескінченних розмірів зони зруйнованих порід за відсутності відпору кріплення та залежність від деформацій порід.

Поглиблений розв'язок щодо розмірів зони непружних деформацій було отримано Г. Г. Литвинським [93]:

$$r_L = r_B \left[ \frac{2\gamma H}{M+2q} \right]^{1/M}, \quad (1.56)$$

$$\text{де } M = (A - 1) \frac{\gamma H + R_c^\infty}{\gamma H - 0.5 R_c^\infty}; \quad A = \frac{1 + \sin \varphi}{1 - \sin \varphi}. \quad (1.57)$$

Аналіз такого розв'язку показує, що область його застосування відповідає умовам, де  $\gamma H > 0.5 R_c^\infty$ .

Теоретичними та експериментальними дослідженнями І. Л. Черняка [66] встановлено, що здимання порід підлягає загальним закономірностям деформування масиву навколо виробок залежно від співвідношення діючих напружень та величин тривалої і миттєвої міцності. При цьому можуть

утворюватися зони умовно-миттєвого руйнування, тривалого руйнування та пружно-в'язких деформацій, розміри яких і тривалість деформування порід змінюються.

В умовах високого напруженого стану масиву колективом вчених під керівництвом Є.І. Шемякіна [94] досліджено новий механізм руйнування масиву навколо виробок – зональна дезінтеграція порід, яка має принципове значення для розробки нових уявлень про поведінку порід навколо виробок.

При заляганні твердих порід в підшві виробок досліджено механізм деформування у вигляді складкоутворення шарів у шахтних умовах М.А. Комісаровим [95] та на моделях М.Ольденготтом [82]. Причиною пошарового горизонтального зсуву є руйнування порід у боках. Для використання розрахункових залежностей необхідно знати величину зближення порід на рівні підшви.

В сильнопорушених породах здимання представлено у вигляді видавлювання породного дрібняку, що вивчено С. М. Липковиче, А.І. Костомановим та М. М. Касьяном [96]. Встановлено, що здимання порід є наслідком руйнування та переміщення шарів у площині нашарування.

За наявності шару міцних порід під тиском слабких порід реалізується руйнування миттєвим розламом [97, 98], що є локальним руйнуванням ділянки контуру виробки. Окремо виділяється явище вдавлювання стояків кріплення в зруйновані породи або «хибне здимання» [98, 99].

Узагальнюючою є класифікація Г.Г. Литвинського [100], що містить 9 типів здимання порід та використовує в якості локального критерію руйнування унормований критерій:

$$\omega = \sigma \{ | 1/2 (A+1/A)(R+c) - c + \sqrt{1/4(A-1/A)^2 \cdot (R+c)^2 - \tau(A+1/A)^2} | \}^{-1}, \quad (1.58)$$

де  $A$  – параметр кута внутрішнього тертя.

Класифікація типів здимання здійснюється також за додатковими ознаками у вигляді впливу вологи, наявності руйнування від тріщин розтягнення або руйнування від стиснення. Класифікацією охоплено 5

причин здимання: набухання (розмокання), видавлювання з-під штампа, поздовжньо-поперечний згин, дилатасія та «хибне здимання», причому необхідно зазначити, що тип здимання, де руйнування від стиснення є первинним та приводить до руйнування від розтягуючих напружень, є не вивченим.

Крім аналітичних розрахунків здимання порід, розвиток отримали методи геологічного прогнозування, достатньо достовірні для конкретних умов. Більш повно обґрунтовано аналітико-експериментальний метод, розроблений Ю.З. Заславським [101]. Цей метод ґрунтується на отриманні залежностей між діючими факторами за теорією розмірності та коригування її емпіричними коефіцієнтами.

Запропонований Ю.З. Заславським показник  $\gamma H/R_c^\infty$  має універсальну фізичну природу через свою безрозмірність і дозволив виділити область слабого ( $\gamma H/R_c^\infty < 0,3$ ), помірного ( $0,3 \dots 0,5$ ) та інтенсивного здимання (більше  $0,5$ ), величина якого залежить від розташування виробки в масиві (вхрест простягання –  $1,6 R_c^\infty / \gamma H$ , за простяганням  $1,22 R_c^\infty / \gamma H$ ).

Імовірно-статистичний метод прогнозу, розроблений І.Л. Черняком [66], ґрунтується на інструментальних спостереженнях та розрахунках імовірності здимання за формулою Байеса.

Серед зарубіжних робіт необхідно виокремити експериментальний метод Б. Шварца [102], заснований на логарифмічній залежності переміщень у часі, та залежність навантажень на кріплення за Й. Мюллером [36].

Розвиток теоретичних досліджень дозволив узагальнити великий об'єм експериментальних досліджень. Комплексне дослідження властивостей порід та проявів гірського тиску у виробках Донбасу, проведене в інституті геотехнічної механіки А. М. Зоріним, Б. М. Усаченко, В. В. Виноградовим, Г.Т. Кірничанським, В. П. Чередниченко та Б. С. Усатенко [103], дозволило обґрунтувати перспективні напрямки з керування енерговиділенням масиву. Застосування методів математичного моделювання для розгляду геомеханічного стану масиву в роботах С. М. Гапєєва [104] та О. Л. Тютюкіна

[105] окреслили перспективні напрямки розвитку засобів підтримання виробок.

Великий об'єм натурних досліджень, виконаних в різних гірничо-геологічних умовах, дозволив розробити основні нормативні документи з керування гірським тиском у виробках [106–108].

У дослідженнях, проведених за кордоном, найбільш докладно питання гірського тиску відображено у роботах О. Якобі [109], З. Бенявськи [110] та Я. Фармера [111]. На підставі досвіду шахт Рурського басейну в роботі О.Якобі [109] представлено висновок, що здимання є результатом утворення складок в породах. З. Бенявськи [110] розглядає здимання як видавлювання порід з-під зруйнованого вугільного цілика в результаті розвитку дотичних напружень вздовж поверхні контакту пласта. Фармер Я. [111] розглядає здимання як пластичну плинність порід.

Аналіз наведених результатів дозволяє зробити висновок, що накопичений досвід експериментальних досліджень та досягнутий рівень аналітичних рішень дозволив розв'язувати питання руйнування порід в окремих умовах.

Крім розглянутих системних досліджень можна виділити публікації, присвячені здиманню порід в умовах родовищ Західного Донбасу.

Велику кількість робіт присвячено вивченню властивостей порід Західного Донбасу. За їхніми результатами встановлено переважаюче поширення тонкошаруватої структури, класифіковані породи за міцнісними показниками, визначено значну схильність порід до розшарування, анізотропність та неоднорідність побудови порід, високий ступінь прояву реологічних властивостей та схильність порід до крихкого руйнування. Виокремлено два діапазони зміни міцності порід з глибиною: до 300 м та 300...600 м, де відмічається зниження темпів приросту міцності порід, що відповідно визначає переважаючий вплив глибини на збільшення переміщень порід у виробках. Специфічна будова масиву, низька міцність вміщуючих

порід (5...40 МПа), їх водонасиченість мають значний вплив на ведення гірничих робіт в умовах Західного Донбасу.

Спеціальними геологічними дослідженнями В. Я. Кириченко [112] вивчено особливості тектоніки Західного Донбасу, фаціальний склад, поширення літотипів порід, проведено типізацію порід, встановлена незалежність величин здимання порід від мінерального складу, розроблено методика геологічного прогнозування здимання порід.

Запровадження результатів цих досліджень дозволило вирішити питання підтримання капітальних та виїмкових виробок на глибинах до 300 м в умовах інтенсивного здимання порід. Для підвищення стійкості кріплення В.В. Євтушенко розробив метод тампонування закріпного простору [113], який успішно застосовується на глибинах до 300 м. За перевищення цієї глибини його виконання технологічно відстає від необхідного моменту проведення за умовами стійкості порід покрівлі.

Значну кількість робіт присвячено дослідженням проявів гірського тиску у виробках шахт Західного Донбасу. В роботі В. І. Стицина [114] встановлено інтенсивність та нерівномірність зміщень порід під час проведення основних виробок, встановлено утворення зони непружних деформацій, витягнутих вздовж вертикальної осі виробки, визначено швидкість здимання (5–85 мм/міс.), її інтенсифікація після підривання, вдавлювання стояків кріплення на глибину до 500 мм. Досліджено розподіл навантажень на відкрите (від 12 т/м<sup>2</sup> в покрівлі, а також до 0,5–2 т/м<sup>2</sup> в боках) та замкнене кріплення (покрівля – 7–12 т/м<sup>2</sup>, в боках – 3–5 т/м<sup>2</sup>, підшва – 5–7 т/м<sup>2</sup>). Запропоновано використання замкненого кріплення в основних виробках, яке зменшує здимання в 4–6 разів.

Усаченко Б. М. [115] встановив високу ступінь повзучості порід, виокремив 5 міцнісних груп порід за будовою. Інструментальними спостереженнями визначив деформування всього породного контуру здійснюваної виробки за максимальних переміщень, спрямованих перпендикулярно нашаруванню, зауважив наскрізне здимання в основних

виробках, причому більшої висоти у виробках меншого перерізу. На глибинах 140–200 м у породах міцністю до 15 МПа здимання досягає 1,5 м, інтенсифіковане при зволоженні. Виокремлено початковий інтенсивний (до 2 міс.) та встановлено режим здимання, причому на шахті ім. Героїв космосу зафіксовано інтенсивність 10 мм/добу. Здимання подано у вигляді склепистого та шатрового підняття зі зміщенням «гребеня» здимання по підйому, де є область розтяжних напружень. За глибиною в підшві виділено 3 зони: незв'язна (0,15–0,25 м), розшарування (0,2–0,3 м) та непорушена (0,35–0,55 м). Причиною здимання прийнято вважати виявлення реологічних властивостей порід та руйнування, взаємодія масиву з кріпленням – взаємовпливова деформація. Встановлено залежність зміщень від глибини закладення: до 300 м – пряма пропорційність, при 300–600 м зростання глибини призводить до квадратичного збільшення зміщень. Для боротьби зі здиманням рекомендовано польове закладення виробок та кріплення замкненим кріпленням. Методика розрахунку має похибку не більше 27 % для глибин до 300 м.

В роботі М. А. Вигодіна [116] досліджено навантажувальний режим конструкцій кріплення капітальних виробок, проведено спостереження зміщень породного контуру, за результатами яких відзначено однаковий характер зміщень для порід різних літотипів, які мають лише кількісні відміни залежно від міцності порід, глибини закладення та геометричних параметрів виробки.

Підкреслено, що втрата перерізу на 60–80 % обумовлена здиманням, закономірно пов'язаним зі зближенням боків, описуваних залежністю:

$$U_n = \frac{\sqrt{\alpha \times \Delta \alpha}}{K_p}, \quad (1.59)$$

де коефіцієнт розпушування  $K_p$  дорівнює 1,8–2,1, що не підтверджується іншими авторами.

Аналіз цієї формули показав, що аналогічна залежність наведена в роботі [66], і геометрично визначає висоту здимання під час шатрового



підняття порід, причому замість коефіцієнта розпушування  $K_p$  використовується коефіцієнт форми гребеня здимання, що дорівнює  $1/\sqrt{2}$  (для шатрової форми) або  $2/\pi$  (при опуклій формі).

Розглядаючи механізм руйнування порід навколо виробки, автор виділяє дискретність розшарування порід покрівлі, що викликає відрив бічних порід у формі стовпів (від 3 до 5), які деформуються прогином до масиву і, потім, під дією опускання порід покрівлі вдавлюються в підстильні породи, проковзуючи по субвертикальним площинам руйнування. Причина появи субвертикального руйнування не визначена.

Виокремлено такі параметри зруйнованих зон: товщина породних блоків у боках для першої зони –  $25 \div 50$  см, для другої та третьої –  $50 \div 75$  см. Вертикальні зміщення першої зони – 0,5 м, другої – 0,2 м, третьої – декілька сантиметрів. Для боротьби зі здиманням запропоновано анкерне підсилення кріплення в бічних породах.

У роботі А. В. Шміголя [117] проведено дослідження деформування порід у виїмкових штреках. Встановлено, що основний вид деформації – здимання порід (50–80 % конвергенції), закономірно пов'язане з горизонтальним зближенням боків співвідношенням 3/1, а у встановлений період  $(1,5 \div 1,3)/1$ . Здимання виявляється як незгасаючий процес, за перевищення глибини 320 м зростає у 3 рази і в інтенсивний період складає 60–65 % загальної величини здимання за період служби штреку. Загасання здимання автор пояснює затисненням кріпильних стояків під час підйому порід, що сповільнює зміщення боків та знижує інтенсивність здимання. Цей висновок є достатньо дискусійним.

Для умов підтримання виїмкових штреків запропоновано кріплення з подовженим стояком та укороченим верхняком КШПУ, що дозволяє компенсувати до 0,5 м підйому порід за рахунок запасу перерізу за висотою.

В роботі В. Я. Кириченко [112] зауважено незмінність дійсного складу порід за глибиною та площею залягання, виокремлено критичні глибини для аргілітів (260 м), алевролітів (320 м) та пісковиків (350 м). Спостереженнями

за породним контуром визначено тривалість інтенсивного періоду (15–42 доби), середні швидкості здимання (2–27 мм/добу) та встановлену інтенсивність підйому ґрунту (0,08–0,7 мм/добу). Для визначення величини здимання запропоновано залежність:

$$U_n = \frac{2}{\alpha^n} \sum_{i=1}^n b_i h_i + h_p (K_p - 1), \quad (1.60)$$

де параметри  $V_0$ ,  $t_0$ ,  $V_\infty$  визначаються за емпіричними залежностями з похибкою до 30 %.

В роботі зроблено висновок про 85 % втрати перерізу за рахунок здимання в інтенсивний період до моменту проведення виробки та необхідності застосовувати способи охорони до проведення або в процесі спорудження виробки. Однак це положення для основних підготовчих виробок є суперечливим, бо автор зазначає, що за перевищення глибини 300 м здимання є незгасаючим, а за терміну служби магістральних виробок не менше 15–20 років величина здимання за інтенсивний період (0,5...0,8 м) складає не більше 10 % загального підйому порід.

У роботі Ю. М. Халімендика [118] звернуто увагу на інтенсифікацію зміщень в магістральній виробці, яка охороняється ціликами, після відпрацювання лави (масив–цілик) в 3–5 разів та в 6–9 разів після другої лави (цілик–цілик). При проведенні присічених виробок встановлена наявність впорядкованих зон зруйнованих порід, потужність яких спадає з віддаленням від контуру (1,2–1,8 м до 0,3–0,8 м) при зростанні потужності непорушеної зони (1,0–1,5 м до 2,0–2,3 м). У боках відзначено ступеневе загурення блоків порід (0,2–0,6 м). Механізм здимання пояснюється явищем зональної дезінтеграції [94], наявність якої в слабких породах не підтверджено (розд. 1.1), що викликає руйнування порід в боках на блоки, і наступне занурення блоків у підстильні породи, як наслідок витиснення порід в порожнину виробки. Витиснення порід підшви ініціює подальше занурення блоків в боках виробки. У підшві породи деформуються складкоутворенням та збільшуються в об'ємі за рахунок розпушення.

В роботі А. В. Смирнова [119] розглянуто підтримання ділянкових штреків і вплив видобувних робіт суміжної лави. Базуючись на спостереженнях за переміщеннями контуру порід зроблені висновки про утворення 3 зон в глибині масиву: непружних деформацій, втрати стійкості масиву і деструкції порід. Однак поява та розвиток цих зон не підтвержено дослідженнями деформацій порід в глибині масиву, а етап випереджаючого розвитку здимання порід суперечить положенням теорії деформування тіл за гідростатичного напруженого стану. Застосування відомого пакету «Geomecanic» (Fase-2), який засновано на пружно-пластичних рішеннях для площини, за розгляду об'ємної задачі (лава – штрек) з динамічними змінами руйнування порід є недостатньо обґрунтованим. Наведена автором схема деформування порід раніше опублікована М.О. Вигодіним і розглянута вище.

У статті [120] частково розглядається здимання порід у магістральних виробках, що пояснюється розвитком зони макро- та мікроруйнувань під час виникнення специфічних зон втрати стійкості масиву. Відрізняється наявністю поздовжніх за віссю виробки тріщин з фільтраційною здатністю до  $5 \text{ м}^3/\text{год.}$  та інтенсифікацією здимання під час обводнення, однак дані практичного досвіду свідчать про зворотне.

Узагальнюючи наведені результати робіт, можна зауважити, що питання руйнування порід є актуальним, про що свідчить велика кількість публікацій. В умовах слабометаморфізованого масиву прояви деформування порід широко поширені, більш інтенсивні та не мають аналогів у галузі. Проведені спостереження за деформуванням порід на глибинах до 300 м, що дозволили запропонувати способи охорони в умовах затухаючого процесу та за підтримання виїмкових штреків. На глибинах більше 300 м процес деформування має якісні відміни (незатухаючий режим, висока ступінь інтенсивності, активне руйнування порід навколо виробки), які визначені на підставі візуальних та контурних спостережень. Пояснення причин руйнування суперечливі (субвертикальна тріщинуватість усихання або зональна дезінтеграція), механізм явищ досліджено лише на підставі

візуальних спостережень. Порівняння схем деформування порід наведено на рисунку А2 (додаток А).

Запропоновані розрахункові формули мають значні похибки як за формою (1.59), так і за непідтвердженими значеннями ( $K_p = 1,5-2,0$ ), крім того, містять невизначені параметри (1.61). Недоліки цих робіт пояснюються їх спрямованістю на удосконалювання кріплення в капітальних виробках або геологічне обґрунтування умов глибоких горизонтів шахт.

Тому можна зробити висновок, що систематично цілеспрямованих та методично організованих досліджень проявів руйнування порід в умовах шахт Західного Донбасу раніше не проводилися.

Узагальнюючи наведене, можна визначити, що руйнівне деформування порід, як наукове явище геотехнічної механіки, належить до складних не до кінця вивчених проявів гірського тиску, яке має значне розповсюдження у практиці, тому має актуальне науково-технічне значення.

### 1.3. Оцінка ефективності підтримання виробок у слабометаморфізованому масиві

Зважаючи на актуальність наукових досліджень по проблемам слабометаморфізованих порід, варто вважати доцільним аналіз ефективності сучасних інженерних рішень, який дозволяє оцінити наслідки руйнівного деформування порід на діючі підприємства. Досліджувані умови широко представлені на розробках геологічного масиву, виконуваних у межах вугільних родовищ Західного Донбасу. Цей масив є безпосереднім продовженням кам'яновугільних покладів Донецького басейну, які належать до нижнього та середнього карбону, залягаючих в північно-західному напрямі на площині довжиною 300 км та шириною 40–50 км по території Харківської, Дніпровської та Донецької областей у межах басейну річки Самара.

Промислове значення має вугілля Самарської світи  $C_1^3$ , що містить від 8 до 44 пластів потужністю 0,44–1,85 м, залягаючих під кутом 0–6° на глибинах від 60 до 900 м. Вміщуючий масив складено слабометаморфізованими літотипами аргілітів (33 %), алевролітів (44 %), пісковиків (20 %), вапняків (0,4 %) та вугілля (2,5 %) міцністю від 5...7 МПа до 28...33 МПа.

Геологічні умови світи пластів ускладнені наявністю 16 напірних водоносних горизонтів та виходом пластів у потужну зону обводнених наносів. Моноклінальне залягання порід розбито диз'юнктивними порушеннями, розкриваючими стратиграфічну потужність світи. Інтенсивна мережа розривних площин доповнюється хвилястістю та складчастістю порід, що містять мікротектонічну тріщинуватість інтенсивністю 1–2 тр/м.

Самарська світа пластів раніше по заляганню не розкривалася та вперше розробляється 11 шахтами, які адміністративно входять в об'єднання «Павлоградвугілля». Територіально шахти групуються у східному (Першотравнева, Юбілейна, Степова), західному (Терновська, Павлоградська, Самарська, Благодатна, ім. Героїв Космосу, Західно-Донбаська) напрямі та по центру (ім. Сташкова та Дніпровська).

У межах шахтних полів звичайно розробляється світа з 3–5 наближених пластів у низхідному порядку на площі 30–70 км<sup>2</sup> (по падінню до 5,5 км, по простяганню до 14 км), розкритті центрально-здвоєними стовбурами центрального блока на повну глибину в поєднанні зі спареними капітальними квершлагами та з'єднувальними з блоковими вентиляційними стовбурами, магістральними виробками. Підготовка шахтного поля – погоризонтна, система розробки стовпова з відпрацюванням стовпів переважно по підняттю окремими лавами довжиною 150–300 м під час керування покрівлею повним обваленням. Транспортування вугілля здійснюється за схемою повної конвеєризації, доставляння породи та вантажів – електровозною відкаткою.

За останнє десятиріччя (2008–2018 рр.) обсяги проведення виробок у «Павлоградвугіллі» складають не менше 100 км на рік, з яких не менше 94 % – підготовчі виробки, проведення яких виконується переважно комбайновим способом (не менше 96 %) перерізом (у світлі) 7,9–11,2 м<sup>2</sup> для виїмкових та 11,2–18,2 м<sup>2</sup> для магістральних штреків з монтуванням кріплення заходками через 0,5–1,2 м без відставання від вибою.

Аналіз мережі гірничих виробок об'єднання показує, що з понад 1100 км підтримуваних виробок підготовчі складають понад 1000 км (90 %) і є переважно горизонтальними (96,8 %) з арковою формою перерізу (90,5 %) площею 9,2–13,8 м<sup>2</sup> (91 %), закріплені металевим триланковим піддатливим кріпленням з СВП (92,2 %) з терміном служби понад 10 років (75 %). Наведені показники є типовими для умов шахт Західного Донбасу.

Аналізуючи дані про незадовільний стан варто зазначити, що близько 50 км виробок не відповідають вимогам ПБ (близько 5 % від підтримуваних), але крім того, понад 84 км виробок мають незадовільний профіль перерізу, з яких понад 96 % об'єму належить до розкривних і підготовчих виробок та складають для стовбурів – 2,2 %, квершлагів – 5,4 %, пристовбурних виробок – 3 %, ухилів – 7 %, розкривних та підготовчих – 4,7 %.

За обсягами ремонту виробок (понад 200 км/рік) на шахтах Західного Донбасу переважає підривання порід (понад 80 %), що свідчить про широке розповсюдження здимання порід, для ліквідації наслідків якого приведення виробок до паспортного стану здійснюється підриванням порід – до 130 км в рік та рихтуванням рейкової колії – до 200 км в рік, що складає 41,3 % протяжності підтримуваних виробок. Таким чином, практично наскрізне розповсюдження підривання порід свідчить про переважаючий характер прояву гірського тиску на шахтах Західного Донбасу у вигляді руйнування порід.

Аналіз незадовільного стану виробок по шахтам дозволив виокремити групу шахт, які мають цей рівень вище середнього по об'єднанню (3,8–4,7 %) та наведених на рис. 1.1. Характерно поступове зниження об'єму

незадовільного стану виробок на шахтах «Павлоградська» та «Благодатна» від 7,3 до 5,6 % при темпах ремонту, близьких до середніх по об'єднанню, що свідчить про поліпшення стану виробок цих шахт. В той же час, на шахті ім. Героїв Космосу та Західно-Донбаській протяжність виробок, що не відповідають паспорту кріплення, у 1,5–3,0 рази перевищує середній рівень по об'єднанню, досягаючи 10,0...12,7 %, незважаючи на великі об'єми ремонтних робіт, що складають, наприклад, по шахті Західно-Донбаська – 5,3...8,6 % протяжності підтримуваних виробок.

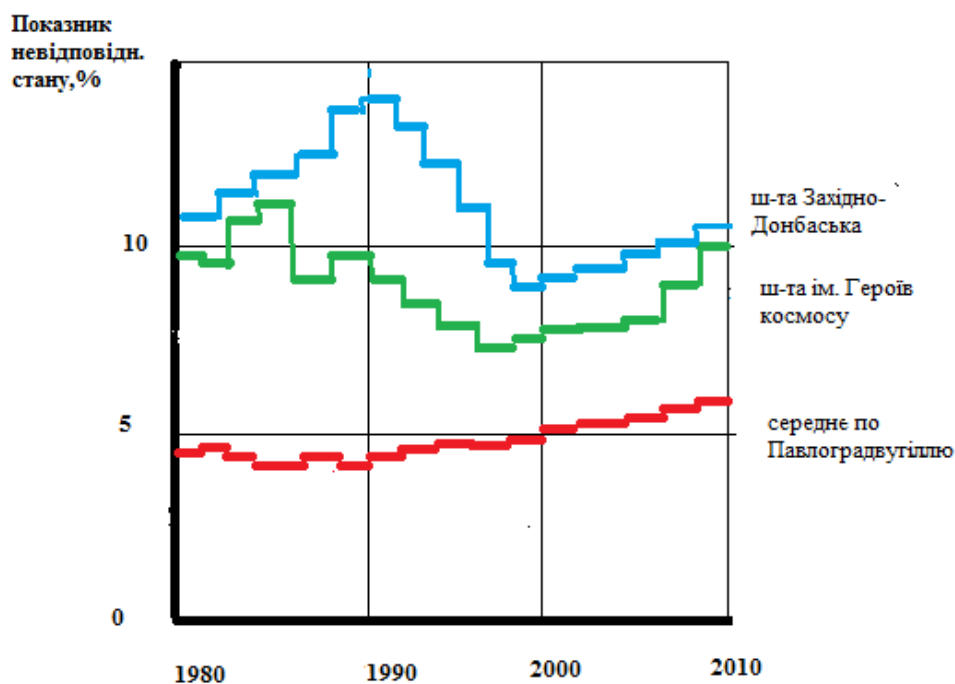


Рис. 1.1. Відносний рівень незадовільного стану виробок

Тому для детального аналізу ефективності підтримання виробок як базові приймаються шахти ім. Героїв космосу (ГК) та Західно-Донбаська (ЗД), для яких було проведено перевірку відповідності засобів підтримання (металеве рамне кріплення) та способів охорони (запобіжні цілики) вимогам нормативних документів для цих умов. Зауважено відповідність параметрів встановленого кріплення (КМП з частотою 2 р/м) вимогам, рекомендованим нормативними документами. Довжина залишених ціликів за нормативами

складає 50-70 м, але на практиці за погодженням з галузевим басейновим інститутом ДонВУГІ застосовується ширина 120 м.

Доцільно виконати оцінку ефективності підтримання виробок порівнянням обсягів ремонтних робіт у виробках для різних умов. Вихідні дані для аналізу отримані за актами маркшейдерських замірів обсягів ремонту виробок за період 1985–2005 рр. Аналіз ремонтних робіт проводиться для трьох основних груп виробок: капітальні виробки, магістральні штреки, виїмкові штреки. Визначаються річні об'єми ремонту виробок по кожній шахті та встановлюються сумарні величини об'ємів перекріплювання  $l_1$ , підривання  $l_2$ , видобутої та виданої шахтовим транспортом породи  $V_n$ . Для визначення витрат на проведення ремонту виробок розраховується середня глибина підривання:

$$L_{1num.} = \sum_{i=1}^n L_{1i}/L_{вир.}; \quad L_{2num.} = \sum_{i=1}^n L_{2i}/L_{вир.} \quad (1.62)$$

Середні обсяги ремонту для пристовбурних виробок наведені у табл. 2 (Додаток А), де наведені показники ремонтних робіт:

середня ширина підривання:

$$b = \sum_{i=1}^n L_i b_i / \sum L_i, \quad (1.63)$$

питомий об'єм видачі породи:

$$V_{сер.} = \sum_{i=1}^n L_i b_i h_i / \sum L_i, \quad (1.64)$$

де  $L_i$  – довжина ремонту, м;  $b_i$  – ширина підривання, м;  $h_i$  – глибина підривання, м.

Враховано різницю видів ремонту, як проведеного комбайном або вручну з подаванням породи на конвеєр чи вагон та об'єм породи від цього виду ремонту та вид її транспортування. Капітальні виробки (без вертикальних стовбурів) були поділені на дві основні групи: виробки пристовбурних дворів (ПД) та квершлаги (К) і отримані систематизовані дані про ремонт капітальних виробок (табл. 3 додаток А). Розрахунок питомих показників річного ремонту здійснено за формулами:

$$L_{1num.} = \sum_{i=1}^n L_{1i}/L_{вир.}, \quad L_{2num.} = \sum_{i=1}^n L_{2i}/L_{вир.} \quad (1.65)$$



Результати розрахунків питомих обсягів ремонту для відкаточних квершлагів показують, що:

- по шахті ім. Героїв космосу:

$$L_{1\text{пит.}} = 0; L_{2\text{пит.}} = 0,31 \text{ м/м.рік};$$

- по шахті Західно-Донбаська:

$$L_{1\text{пит.}} = 0,07 \text{ м/м.рік}; L_{2\text{пит.}} = 0,6 \text{ м/м.рік}.$$

Магістральні штреки на досліджуваних шахтах охороняються з двох сторін вугільними ціликами, розміри яких для кожної виробки різні. Розвиток гірничих робіт у межах шахтного поля відбувається нерівномірно, тому, не дивлячись на паралельність магістральних штреків, різні ділянки виробок знаходяться в різних гірничотехнічних умовах. Вплив видобувних робіт на стійкість магістральних штреків своєрідний для кожної виробки, бо вони розташовуються по відношенню до гірничих робіт на різному віддаленні (розмір цілика) та в різних умовах глибини впливу (перетинання власного пласта, підробка або надробка масиву). Відповідно до зазначених зауважень аналіз об'ємів ремонту магістральних штреків необхідно здійснювати окремо для кожного типового розташування виробки.

Систематизовані дані про ремонт магістральних виробок шахти ім. Героїв космосу наведені в таблиці 4 (додаток А), шахти Західно-Донбаська – табл. 5 (додаток А), де зазначені такі позначення виробок: західний магістральний штрек (ЗМШ), східний магістральний відкатний штрек (СМВШ), західний магістральний конвеєрний штрек (ЗМКШ), східний дренажний штрек (СДШ), західний магістральний вентиляційний штрек (ЗМВШ), південний магістральний відкатний штрек (ПМВШ).

Визначення зони впливу видобувних робіт на магістральні штреки виконані по маркшейдерським викопіюванням з планів гірських робіт з урахуванням розмірів зон впливу, які вважаються такими, що дорівнюють для експлуатаційної зони – 150 м, для залишкової – 200 м. Відповідно до цих розмірів визначені ділянки виробок, які знаходяться в зоні впливу

видобувних робіт, що для шахти ім. Героїв космосу  $L_{мигк} = 9100$ , для шахти Західно-Донбаська  $L_{мизд} = 9600$  м (табл. 6 Додаток А)

Питомі річні об'єми ремонту виробок визначаються:

$$\begin{aligned} h_2 &= \frac{\sum_{i=1}^n L_{2i} h_i}{L_{рем}}; \\ L_{1num} &= \frac{\sum_{i=1}^n L_{1i}}{L_{рем}}; \\ L_{2num} &= \frac{\sum_{i=1}^n L_{2i}}{L_{рем}}, \end{aligned} \quad (1.66)$$

де  $L_{рем}$  – ділянка виробки, в межах якої впродовж року проводилися ремонтні роботи, м.

Результати розрахунків наведені в таблиці 7 (Додаток А).

Аналіз об'ємів ремонтних робіт у виїмкових штреках проведено з урахуванням місця розташування штреку в межах шахтного поля та зазначених позначень: збірний (зб), бортовий (б). Систематизовані дані про ремонт виїмкових штреків наведені у таблиці 8 та 9 (Додаток А). Для аналізу відбираємо виробки, підтримання яких було типовим для цього шахтного поля. Необхідно врахувати відмінності в підтриманні збірних та бортових штреків, тому що під час проведення збірні штреки охороняються за схемою масив-масив, а бортові – за схемою масив-цілик, крім того за відпрацювання виїмкового стовпа збірні штреки знаходяться під впливом роботи двох лав, а бортові – однієї. Тому для аналізу ефективності підтримання відібрані такі виробки: 1133 збірний та бортовий, 1142 збірний, 1140 бортовий, 1114 бортовий. Необхідно також враховувати термін підтримання штреку до початку очисних робіт.

Результати аналізу підтримання виїмкових штреків по шахті ім. Героїв космосу наведені в таблиці 10 (Додаток А), а результати розрахунків середніх величин показників підривання – в таблиці 11 та 12 (Додаток А). Групування об'ємів ремонту залежно від способу його проведення, які наведені в таблиці 13 (Додаток А). Середня довжина ділянкових штреків 1 км.

Характерним для капітальних виробок є збільшення об'ємів перекріплювання та підривання. Підривання в квершлагах характеризується більшими показниками ремонту порівняно з виробками пристовбурних дворів. Питомі об'єми ремонту не перевищують 0,07 пог. м для перекріплювання та 0,6 пог. м для підривання порід на рік.

Підтримання магістральних штреків вимагає постійного збільшування об'ємів ремонту виробок, як під час перекріплювання, так і за підривання порід, причому збільшується питомий об'єм породи, видобутої з 1 пог. м виробки (від 1,4 до 2,9 м<sup>3</sup>). Під час подальшого розвитку гірських робіт збільшується довжина виробок, які підтримуються в зоні ціликів, що вимагає збільшення питомих об'ємів перекріплювання на 0,24 м/рік та підривання на  $0,72 \div 2,24$  м/рік порівняно з підтриманням виробки поза цією зоною (0,4–0,8 та 0,4–1,1 м/рік відповідно).

Підтримання виїмкових штреків характеризується зменшенням об'ємів перекріплювання та підривання, що пояснюється застосуванням з 1985 р. проведення виїмкових штреків збільшеного перерізу та подовженим на 0,5 м стояків рамного кріплення, що дозволяє не здійснювати підривання порід при підході лави. В зоні впливу видобувних робіт ширина підривання порід менше, а глибина більше, тому що під час підходу очисного вибою переріз штреку інтенсивно зменшується по ширині, а швидкість здимання порід зростає порівняно з підтриманням штреку до початку видобувних робіт. На збірних штреках шахти ім. Героїв космосу підривання ведеться інтенсивніше та більшої глибини, тому що збірні штреки потрапляють у зону подвійного впливу опорного тиску від спарених лав, а бортові – одинарного впливу. Питомі об'єми ремонту для збірних штреків більші, ніж для бортових, як і питомий об'єм перекріплювання збірних штреків у 2–3 рази більше, ніж для бортових. Для виїмкових штреків шахти ЗахідноДонбаська спостерігається зворотне, тому що в зоні подвійного впливу очисних робіт знаходяться бортові штреки.

Найбільшими питомими показниками ремонту, порівняно з іншими виробками шахт, характеризується підтримання магістральних штреків як у зоні впливу очисних робіт, так і поза нею.

Для проведення ремонту гірничих виробок прохідницькими бригадами використовується гірничопрохідницька техніка ( комбайн, перевантажувач ) допоміжне обладнання ( лебідки, штовхачі ), тому в структурі затрат витрати на амортизацію обладнання аналогічні витратам під час проведення виробок.

За план-звітами встановлена структура витрат по прохідницьким ділянкам (табл. 14 Додаток А).

Ремонт виробок гірниками видобувних ділянок здійснюється вручну, тому витрати за статтями «Амортизація» та «Матеріали» під час підривання порід відсутні. Структура витрат наведена в таблиці 15 (Додаток А).

Структура витрат по ділянкам РГВ та РПУ наведена в таблиці 16 з урахуванням ручного виконання робіт.

Гірниками ділянок МДР, УКТ та ВШТ перекріплювання виробок не здійснюється, а підривання виконується вручну, тому витрати за статтями «Матеріали» та «Амортизація» можна не враховувати. У структурі витрат за статтею «Зарплата» та «Нарахування» виконання операцій з перекладання рейкової колії працівниками ділянки ВШТ включаються у комплексну розцінку підривання порід.

Визначення вартості витрат на підтримання виробок здійснюється на підставі даних таблиці 2–16 (Додаток А) та розраховуються за формулами:

- витрати на перекріплювання:

$$З_{\text{пер}} = \frac{C_1 \cdot \Sigma ni = 1 l_1}{H}, \quad (1.67)$$

де  $C_1$  – комплексна розцінка на перекріплювання, у.о./м,  $C_{\text{зп}}$  – частка заробітної плати в структурі витрат відповідно таблиць 12- 16 (додаток А);

- витрати на підривання:

$$З_{\text{підр.}} = \frac{C_2 \cdot \Sigma ni = 1 l_2 \text{ комб}}{H \text{ комб.}} + \frac{C_3 \cdot \Sigma ni = 1 l_2 \text{ ручн}}{H \text{ ручн.}}, \quad (1.68)$$

де  $C_2$  та  $C_3$  – розцінка на підривання комбайном або вручну відповідно, у.о./м;  $l_{2 \text{ комб.}}$  та  $l_{2 \text{ ручн.}}$  – довжина підривання, виконана комбайном або вручну відповідно;

- витрати на транспортування породи по виробкам конвеєрним транспортом:

$$Z_{\text{транс к}} = \gamma C_{\text{к}} L_{\text{тр}} \sum_{i=1}^n V_{i \text{ к}}; \quad (1.69)$$

- електровозним транспортом:

$$Z_{\text{транс в}} = \gamma C_{\text{в}} L_{\text{тр}} \sum_{i=1}^n V_{i \text{ в}}, \quad (1.70)$$

де  $\gamma$  – об’ємна вага порід, т/м<sup>3</sup> (2,4 т/м<sup>3</sup>);  $C_{\text{к}}$  та  $C_{\text{в}}$  – собівартість перевезення 1 тн-км вантажу, у.о./тн-км ( $C_{\text{к}} = 0,2$  крб./т.км,  $C_{\text{в}} = 0,35$  у.о./тн-км);  $L_{\text{тр к}}$  та  $L_{\text{тр в}}$  – довжина перевезення до стовбура конвеєрним або рейковим транспортом відповідно, км;  $V_{i \text{ к}}$  та  $V_{i \text{ в}}$  – об’єм породи, яка видається через конвеєр або вагони відповідно, м<sup>3</sup>;

- витрати на підтримання для виїмкових штреків:

$$Z_{\text{підт.}} = C_{\text{підт. i}} \cdot n_{\text{вир. i}} \cdot l_{i}, \quad (1.71)$$

де  $C_{\text{підт. i}}$  – підтримання збірних або бортових штреків, у.о./м;  $n_{\text{вир. i}}$  – кількість збірних або бортових виробок, шт.:

$$n_{\text{вир. i}} = \frac{N_{\text{лав.}} \cdot L_{\text{вих.річн.}}}{N_{\text{вир.}}}, \quad (1.72)$$

де:  $N_{\text{лав.}}$  – середньодіюча кількість лав (4–5);  $L_{\text{вих.річн.}}$  – річна довжина відходу лави, м (400–500 м);  $N_{\text{вир.}}$  – кількість виїмкових штреків.

Річна вартість підтримання 1 м виробки визначається:

$$C_{\text{к, м}} = \frac{\sum Z_{\text{пер.}} + \sum Z_{\text{підт.}} + \sum Z_{\text{транс}}}{L_{\text{вир}}}. \quad (1.73)$$

Результати розрахунків для капітальних виробок наведені в таблиці 17, для магістральних штреків – в таблиці 18 та 19 (Додаток А).

Річна вартість підтримання виїмкових штреків розраховується за формулою:

$$C_{\text{в}} = \frac{\sum Z_{\text{пер.}} + \sum Z_{\text{підт.}} + \sum Z_{\text{транс}} + \sum Z_{\text{підт.}}}{N_{\text{вир.}} \cdot L_{\text{вир}}}, \quad (1.74)$$

де  $L_{\text{вир.}}$  – довжина виїмкових штреків, м (1200–1400 м).

Вартість та довжина підтримання виробок наведені в таблиці 20 (Додаток А). Результати розрахунків для виїмкових штреків відображені в таблицях 4 та 5 (Додаток А).

Таким чином середня вартість підтримання становить для шахт ім. Героїв космосу та Західно-Донбаська відповідно у пристовбурних виробках  $C_{\text{сер. од}} = 9,78$  у.о./м/рік і  $C_{\text{сер. од}} = 6,29$  у.о./м/рік, у капітальних квершлагах  $C_{\text{сер. кв}} = 10,15$  у.о./м/рік і  $C_{\text{сер. кв}} = 23,76$  у.о./м/рік. Річна вартість підтримання виїмкових штреків наведена у таблиці 19 (Додаток А), вартість ремонту гірничих виробок зображено у таблиці 20 (Додаток А).

Для визначення загальношахтних витрат на підтримання основних виробок собівартість видачі породи по стовбуру визначається за формулою:

$$C_{\text{тр. стовб.}} = 0,022 + \frac{0,044}{A_n} + \frac{(0,067+0,067)H}{A_n}, \quad (1.75)$$

де  $A_n$  – об'єм видачі, млн. т/рік;  $H$  – глибина видачі, м (470 м та 530 м).

Результати визначення загальношахтних витрат наведені в таблиці 21 (Додаток А).

Аналізуючи результати розрахунків можна встановити, що річна вартість підтримання капітальних квершлагів та виробок білястовбурних дворів складає близько 10 у.о./м для шахти ім. Героїв космосу та від 6 до 23,8 у.о./м для шахти Західно-Донбаська. Підтримання магістральних штреків вимагає до 14,8–200,1 у.о. на 1 м у рік, причому в зоні впливу видобувних робіт збільшення витрат на підтримання становить 4–12 разів. Підтримання збірних штреків вимагає 12,5 ÷ 13,2 у.о./м, а бортових 4,4 ÷ 8,4 у.о./м для шахти ім. Героїв космосу та 10,2 ÷ 17,0 у.о./м і 3,3 ÷ 8,4 у.о./м для шахти Західно-Донбаська відповідно.

Найбільша доля сумарних витрат на підтримання загальношахтної мережі виробок стосується магістральних та виїмкових штреків (55 % та 31 % відповідно), причому вартість ремонту 1 пог. м магістрального штреку більше аналогічних робіт для виїмкового штреку у 2,2–6,5 рази та збільшується впродовж терміну підтримання, в той час, коли вартість

ремонту 1 м виїмкового штреку з часом зменшується (від 18,9 до 4,4 у.о. на пог. м в рік).

Загальношахтні річні витрати на підтримання основних виробок складають близько 600 тис. у.о. для шахти ім. Героїв космосу та 820 тис. у.о. для шахти Західно-Донбаська.

Крім прямих витрат на підтримання виробок стан загальношахтної мережі має значний вплив на роботу підприємства в цілому, тому доцільно проаналізувати втрати від погіршення стану виробок на головних виробничих процесах. Так під час проведення гірничих виробок в умовах розглянутих шахт прийнята поетапна технологія проведення магістральних виробок із замкненими видами кріплення: гірнича виробка проводиться на відстані 250–300 м та закріплюється відкритою конструкцією КМП з тампонуванням закріпного простору. Середня швидкість проведення виробки складає 120 м/міс. За період проведення цієї ділянки виробки на ній реалізується обтискання кріплення та здимання порід. Комбайн з вибою виробки переміщується на початок ділянки та здійснює підривання порід під котлован кріплення зворотнього склепіння зі швидкістю 8–10 м/добу.

Середня швидкість проведення виробки, таким чином, дорівнює:

$$V_{сер} \left( \frac{V_{сер}}{V_{доб}} + \frac{V_{сер}}{V_{доб,рем}} \right) = 270 \left( \frac{270}{4} + \frac{270}{9} \right) = 2,77 \text{ м/доб.} \quad (1.76)$$

Під час проведення магістральних штреків втрата темпів проведення становить  $4 - 2,77 = 1,23$  м/добу. На цих шахтах працює по 2 бригади прохідників, які ведуть магістральні виробки. Тоді втрати протяжності магістральних виробок від затримки будуть складати по шахті  $2 \times 1,23 \times 300 = 738$  м/рік.

На проведення ремонту виробок відволікають прохідницькі бригади, якими здійснюється підривання та перекріплювання за допомогою прохідницьких комбайнів, що для шахти є втратою темпів підготовки запасів, бо зменшується протяжність проведених виїмкових штреків:

$$\Delta L = \frac{\Sigma l_2}{V_{підр.комб.} \cdot V_{пров.комб.}}, \quad (1.77)$$

де  $V_{\text{підр.комб.}}$  – швидкість підривання комбайном, м/добу (8–12 м/добу),  
 $V_{\text{пров. комб.}}$  – швидкість проведення виїмкового штреку, м/добу (4–6 м/добу).

Результати розрахунків наведені в таблиці 22 (Додаток А). Вимушене відволкання прохідницьких бригад від проведення магістральних виробок на повторне підривання порід комбайном призводить до втрат темпів проведення 1,3 м/добу для одного забою. По кожній шахті ці втрати за рік становлять до 1,0 км магістральних виробок.

Відсутність виїмкових виробок приводить до затримки у підготовці вугільних запасів до виймання. Для розглянутих шахт визначимо протяжність виробок для підготовки 1 тис. т запасів в межах виїмкового стовпа. Так запаси виїмкової ділянки визначаються за формулою:

$$Q_{\text{в.ст.}} = \gamma l_{\text{л}} L_{\text{ст}} \quad (1.78)$$

де  $\gamma$  – об'ємна вага вугілля, т/м<sup>3</sup> (1,5 т/м<sup>3</sup>),  $m$  – потужність пласта, м (приймаємо 1,0 м для пластів  $C_{10}$  та  $C_8^H$ ),  $l_{\text{л}}$  – довжина лави, м (175 м);  $L_{\text{ст}}$  – довжина виїмкового стовпа, м (1300–1500 м). Тоді запаси ділянки складають  $Q_{\text{в.ст.}} = 348...384,75$  тис. т.

Протяжність підготовчих виробок для виїмкового стовпа складає:

$$L_{\text{вир.}} = l_{\text{л}} + 1.5l_{\text{виїмк.штр.}} + \frac{3}{2}l_{\text{ш.кр.}} + 2l_{\text{гез.}}, \quad (1.79)$$

де  $l_{\text{ш.кр.}}$  – довжина шахтного крила, м (2300–3300 м);  $l_{\text{гез.}}$  – глибина гезенків, м (18 м). Для розглянутих шахт становить  $L_{\text{вир.}} = 5896–6715$  м.

Після перерахунку отримуємо на 1 тис. т запасів: необхідно проведення виїмкових виробок на шахті ім. Героїв космосу – 16,9 м, на шахті Західно-Добаська – 17,5 м. Річний обсяг непідготовлених запасів по шахті ім. Героїв космосу становить 48,8...88,9 тис. т, по шахті Західно-Добаська – 74,4...91,3 тис. т. Таким чином щорічно затримується підготовка від 60 до 90 тис. т., що складає не менше 25 % запасів виймального стовпа у середньому, і за 4 роки відкладається запуск нової лави на 1 рік по кожній шахті.



Для монтажу видобувного комплексу на цих шахтах проводиться підривання порід у розрізних пічках через велике здимання порід, що затримує введення в експлуатацію лави на:

$$T_{p.n.} = \frac{\sum_{i=1}^n l_{2p.n.}}{V_{підр. p. п.}}, \quad (1.80)$$

де  $l_{2 p. п}$  – довжина підривання розрізної пічки, м;  $V_{підр. p. п}$  – швидкість підривання розрізної пічки, м/добу (10-12 м/добу).

Втрати видобутку будуть становити:

$$Q_{втр.} = T_{p.n.} \times Q_{сер.доб.}, \quad (1.81)$$

де:  $Q_{сер.доб}$  – середньодобове навантаження на лаву, т/доб (150 т/добу).

Результати розрахунків наведені в таблиці 23 (Додаток А).

При здиманні порід відбувається зменшення вільної площі перерізу виробок, що призводить до збільшення аеродинамічного опору шахтної вентиляційної мережі. В результаті цього кількість повітря для провітрювання кожного вибою зменшується, що підвищує концентрацію метану в лаві. Відбувається непередбачене проєктом збільшення кількості спрацьовувань апаратури газового захисту, що викликає збільшення простоїв добувного комбайна. Це припущення підтверджено під час вивчення даних хронометражних спостережень у лавах. Втрати видобутку діючих лав від простоїв (не менше 15 хв після спрацьовування) визначаються за формулою:

$$\Delta Q_{здим.} = n_{зм.} n_{дн.} \Delta Q_{зм.} T, \quad (1.82)$$

де:  $n_{зм.}$  – кількість працюючих змін (3),  $n_{дн.}$  – кількість робочих днів (350 діб).

Втрати часу в робочій зміні:

$$T = Q_{сер.зм.} b, \text{ т/зм}, \quad (1.83)$$

де:  $b = \Sigma T_{здим.} / m$ , зм./кількість лав,  $\Sigma T_{здим.}$  – сумарний час втрат від здимання в лаві, хв.;  $m$  – кількість вибоїв, які мають перерви по здиманню.

Річні втрати видобутку по шахті дорівнюють:

$$\Delta Q_{ш.} = n \Delta Q_{здим.}, \quad (1.84)$$

де:  $n = C \cdot N$ , а  $C = m/M$ ,  $M$  – кількість лав, де проведені спостереження;  $N$  – середня кількість діючих лав (4–5).

Результат розрахунків наведено в таблиці 23 (Додаток А). Загальні втрати видобутку по кожній шахті становлять 70–130 тис. т. на рік, що складає 5 - 7 % проєктної потужності шахт.

На внутрішньошахтному транспорті деформування контуру виробок у вигляді руйнування порід контуру впливає на роботу рейкового транспорту, тому що відбувається викривлення профілю колії, що викликає порушення роботи електровозного транспорту. Це призводить до збільшення аварійності, що пов'язано також з підвищенням травмування під час виконання транспортних операцій. Для конвеєрного транспорту забруднення холостої гілки стрічки здимаючою породою приводить до необхідності інтенсивного очищення натяжних та приводних барабанів, що виконується вручну і були зафіксовані нещасні випадки з операторами підземного конвеєрного устаткування (1986 р.).

Підвищена аварійність і травмування на внутрішньошахтному транспорті, важкі умови експлуатації відкатних виробок призвели до зменшення робочої швидкості (до 30 км/год) та довжини потягу (до 30 вагонеток), що викликає збільшення собівартості відкатки електровозним транспортом з 0,30 до 0,35 у.о./тн-км.

Втрати від збільшення собівартості відкатки можна розрахувати за формулою:

$$\Delta Z_{тр.} = 1,15(L_{пров.р.}S + \sum V_{рем.})\gamma\Delta C, \quad (1.85)$$

де:  $L_{пров.р.}$  – річний об'єм проведення виробок (8,6–13,1 км),  $S$  – площа перерізу виробки,  $m^2$  (11,2  $m^2$ ),  $\sum V_{рем.}$  – об'єм породи, виданої електровозною відкаткою після ремонту,  $m^3$ ,  $\Delta C$  – збільшення собівартості відкатки, у.о./тн-км ( $\Delta C = 0,05$ ).

Результати розрахунків наведені в таблиці 24 (Додаток А). Загальні втрати на транспорті по кожній шахті оцінюються у 45–60 тис. о. на рік.

Загальношахтну суму втрат по шахті можна визначити:

$$P_{річн.} = (Q_{зап.} + Q_{доб.})P + P_{транс.}, \quad (1.86)$$

де:  $P_{\text{транс.}}$  – втрати на транспорті, у.о. (табл. 1.24),  $Q_{\text{зап.}}$  – втрати запасів, т (табл. 1.21);  $Q_{\text{доб.}}$  – втрати видобутку, т (табл. 1.22);  $P$  – прибуток від реалізації 1 т вугілля, у.о./тн ( $C = 32$  у.о.,  $C = 24,14$ – $24,6$  у.о.).

Результати розрахунків наведені в таблиці 25 (Додаток А).

Узагальнюючи наведені розрахунки, варто зазначити, в результаті інтенсивного руйнування приконтурних порід втрати темпів проведення виробок складають  $2,9 \div 5,3$  км/рік та  $4,3 \div 5,3$  км/рік для шахт ім. Героїв космосу та Західно-Донбаської відповідно. Це призводить до річної затримки підготовки від  $48,8 \div 88,9$  тис. т до  $74,4 \div 91,3$  тис. т запасів в рік для кожної шахти. Ремонт розрізних печей та лав, простої виїмкових механізмів через ремонтні роботи у виробках приводить до втрат видобутку  $52,4 \div 68,9$  тис. т та  $88,8 \div 129$  тис. т в рік для розглянутих шахт, що становить від 6 % до 9 % річного видобутку. Втрати на транспорті через погіршення стану підтримання виробок становить  $24,0 \div 26,2$  тис. у.о./рік та  $15,4 \div 17,8$  тис. у.о./рік відповідно для цих шахт.

Загальна конвергенція порід зменшує площу перерізу виробки, що викликає підвищення швидкості руху повітря, яке нормативно обмежено, і, як результат, збільшення аеродинамічного опору вентиляційної мережі шахти. За результатами обстежень найбільший вплив утворює невідповідність робочої характеристики вентиляційної мережі проектним показникам за ККД вентиляційного агрегату. Це викликає додаткові витрати на споживання електроенергії для підтриманні постійної подачі повітря при зростанні депресії. За оцінкою підприємств сума додаткових витрат на електроенергію становить 80–100 тис. у. о. на рік для кожної шахти.

Нерівномірність здимання порід викликає підтоплення як окремих ділянок виробок, що перешкоджає роботі транспорту, так і ліквідацію виробок в цілому (західний дренажний штрек г. 585 м на шахті «Західно-Донбаська» було затоплено і ліквідовано). Оцінка річних втрат від порушень роботи водовідливу складає 30–45 тис. у. о. в рік для кожної шахти.

Загальношахтні втрати від незадовільного стану мережі шахтних виробок складають  $0,77 \div 1,19$  млн. у.о. та  $1,39 \div 1,61$  млн. у.о. в рік для кожної шахти відповідно. Таким чином можна констатувати, що руйнування приконтурних порід у слабометаморфізованому масиві суттєво погіршує умови виробничої діяльності підприємств в цілому, особливо дією геотехнічних збурень у масиві, і становить актуальну прикладну проблему господарської діяльності підприємств.

### Висновки до розділу 1

1. Відсутність універсального теоретичного критерію міцності деформованого твердого тіла не дозволяє прогнозувати руйнування реальних матеріалів у складному напруженому стані.

2. Відомі теорії міцності гірських порід мають суттєві обмеження у застосуванні за необхідності врахування структурних особливостей порід і комбінованого розподілу напружень, а використання їх для слабометаморфізованих порід призводить до суттєвих відхилень від реальних результатів, тому дослідження руйнівного деформування цих порід є актуальною науково-технічною проблемою.

3. Аналіз відомих гіпотез гірського тиску дозволяє визначити як недостатньо вивчені умови приконтурного масиву слабометаморфізованих порід, які відрізняються за інтенсивністю та періодом деформування порід, неефективністю нормативних засобів підтримання виробок та наявністю суперечливих узагальнень, що дозволяє обґрунтувати напрямок досліджень руйнування слабометаморфізованих порід від геотехнічних збурень як актуальний.

4. Техніко-економічний аналіз підтримання виробок дозволив виділити групу основних виробок, умови експлуатації яких найбільш складні і мають суттєвий вплив на діяльність підприємства в цілому. Цей вплив проявів гірського тиску на технологічні процеси призводить до значних прямих

витрат на ліквідацію наслідків руйнування оточуючих порід, а дотичні втрати значно погіршують техніко-економічні показники і обмежують ефективність діяльності гірничого підприємства в цілму.

5. Системний аналіз різних сторін проблеми руйнування слабометаморфізованих порід дозволяє обґрунтувати зосередження досліджень на вивченні і узагальненні проявів руйнування порід з врахуванням різноманітності умов гірського масиву та у комбінації з геотехнічними збуреннями від гірничих робіт.

## РОЗДІЛ 2

### ІНСТРУМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ

### ДЕФОРМУВАННЯ ПРИКОНТУРНОГО МАСИВУ

#### 2.1. Комплексна методика натурних досліджень деформування порід навколо виробок

Метою натурних досліджень є визначення основних закономірностей процесу деформування приконтурних порід слабометаморфізованого масиву.

Вибір об'єкта дослідження обумовлюється нормативними вимогами до організації досліджень гірського тиску: надійності та достовірності отриманих висновків; отримання результатів для широкого кола умов підтримання виробок; переважаючий вибір шахт з найбільш важкими умовами підтримання.

Враховуючи це, вважаємо основним об'єктом дослідження магістральні штреки шахт ім. Героїв космосу та Західно-Донбаська.

Використання магістральних штреків дозволяє фіксувати процес деформування порід впродовж тривалого часу за аналогією з капітальними виробками та мають місце гірничотехнічні умови, за яких виробка спочатку досліджується у незайманому масиві, потім потрапляє в зону впливу видобувних робіт по аналогії з підготовчими виробками.

Використання для дослідження двох шахт з різними глибинами закладання виробок дозволяє визначити вплив цього фактора на рівень та інтенсивність деформування порід. Вибір магістральних виробок, які розташовуються як штреки за простяганням порід, дозволяє витримати сталість геологічних та гірничотехнічних умов і обмежити вплив різноманітності цих факторів на досліджувану залежність.

Для забезпечення максимальної ефективності дослідницьких робіт для вирішення поставлених задач доцільно застосувати комплексну методику досліджень, яка містить періодичні фотометричні обстеження виробок і інструментальні спостереження за деформуванням порід і кріплення. Перевагою цієї методики є взаємоув'язане отримання даних для лабораторних, а після них, і аналітичних досліджень.

Методика проведення фотометричного дослідження враховує візуальний огляд гірничих виробок та виконання таких операцій:

1. Прив'язка місця розташування перерізу за номером пікету.
2. Визначення фактичної площі перерізу виробки у світлі та порівняння його з паспортним.
3. Інструментальний замір вертикальної конвергенції порід та горизонтального наближення боків виробки.
4. Інструментальний замір величини здимання порід та замальовка конфігурації перерізу виробки по підошві та покрівлі.
5. Оцінка загального стану працездатності кріплення: розмір вичерпаної піддатливості, пролами огороження, наявність підсилювальних елементів (зворотне склепіння, ремонти, бетонування боків виробки, тампонування закріпленого простору).
6. Глибина проведеного підривання або перекріплювання даної ділянки гірничої виробки.
7. Фотографування порушень кріплення.

Обстеження гірничих виробок здійснюється на всіх діючих горизонтах шахти з урахуванням призначення виробки (бортовий або збірний штрек, магістральний відкаточний штрек або конвеєрний штрек, конвеєрний або вентиляційний квершлаг), реєструється спосіб проведення та вид транспортування породи.

При фотографуванні гірничих виробок визначається площа нашарування, характерні ознаки тріщинуватості (кількість систем тріщин та їх напрям по відношенню до лінії простягання). Особлива увага приділяється

місцям оголення масиву, які є під час проведення, перекріплювання та підривання порід.

На оголених ділянках породного контуру визначається розміри зони зруйнованих порід, напрям площини найбільших переміщень, характер руйнування породних шарів, конфігурація зсуву шарів за шириною виробки та у глибину масиву, середній розмір пластової окремості порід.

Визначаються основні гірничотехнічні умови експлуатації виробок:

- 1) глибина закладання та вид виробки;
- 2) вид проведення (польова, пластова або вприсічку);
- 3) основні літологічні типи вміщуючих порід та характерні ознаки залягання;
- 4) паспорт кріплення;
- 5) наявність зон впливу видобувних робіт;
- 6) ступінь обводненості виробки та порід;
- 7) характерні порушення стійкості кріплення.

Інструментальні спостереження за деформуванням порід здійснюються за допомогою періодичних замірів переміщень реперів та контрольного нівелювання поверхні контуру виробок на спеціальних ділянках гірничих виробок, обраних для спостережень.

Ділянки гірничих виробок, відібрані для закладання спостережних станцій, мають відповідати нормативним вимогам [121]:

- кріплення виробки має відповідати паспорту виробки;
- загальна конструкція кріплення та його елементи не повинні мати дефектів або відрізнятися за конструкцією та типорозмірами;
- ділянка виробки має знаходитися поза зоною геологічних порушень;
- у межах ділянки спостережень має зберігатися незмінність геологічної будови порід;
- ділянки для спостереження за впливом видобувних робіт обираються за 300–350 м до лінії лави на момент закладання.



Відповідно до цих вимог обрано ділянки виробок на магістральному вентиляційному штреку гор. 350 м та магістральному відкаточному штреку гор. 370 м (на шахтах ім. Героїв космосу) та на магістральному відкаточному штреку гор. 480 м (шахта Західно-Донбаська). З найближчої розвідувальної свердловини визначається структурний розріз вміщуючих порід на глибину буріння.

За даними випробувань зразків складається таблиця фізико-механічних показників властивостей порід для кожного шару порід.

Процес переміщення контуру виробки та деформування порід навколо виробки вивчається за допомогою контурних реперів конструкцій ІГТМ НАН України та ДонВУГІ і глибинних реперів конструкції ВНІМІ на спеціалізованих вимірювальних станціях.

Для забезпечення надійності результатів спостережень передбачається закладання вимірювальних станцій щонайменше у трьох перерізах. Вибрана ділянка виробки для спостережень складається з трьох характерних частин: двох ділянок для забезпечення відсутності впливу крайових ефектів довжиною по 25 м та спостережної ділянки довжиною в межах 150 м. На вибраній ділянці послідовно за прохідницьким вибоєм, на відстані не більше 3 м, встановлюються вимірювальні станції двох видів: контурні та глибинні. Між вимірювальними станціями витримується відстань 25 м. Схема установки станцій за довжиною виробки передбачає послідовність розташування: контурна станція (КС), глибинна станція (ГлС), яка суміщується з контурною, потім знову контурна станція (рис. 2.1).

Контурні репери встановлюються в шпури на глибину 0,5 м за допомогою дерев'яної пробки або цементу. Шпури пробурюють ручним свердлом або електросвердлом. Під час проведення виробки без перетинання пласта контурні репери та реперні точки на кріпленні встановлюються на висоті 0,9–1,0 м від підшви. Контурні репери встановлюються посередині між рамами кріплення, реперні точки розташовуються на одній рамі кріплення та однакової висоті з контурним репером у боках або в одній

площині по довжині виробки (для верхняків). Контурні реperi встановлюються у заглиблення для запобігання пошкоджень від навантажувального органа комбайна.

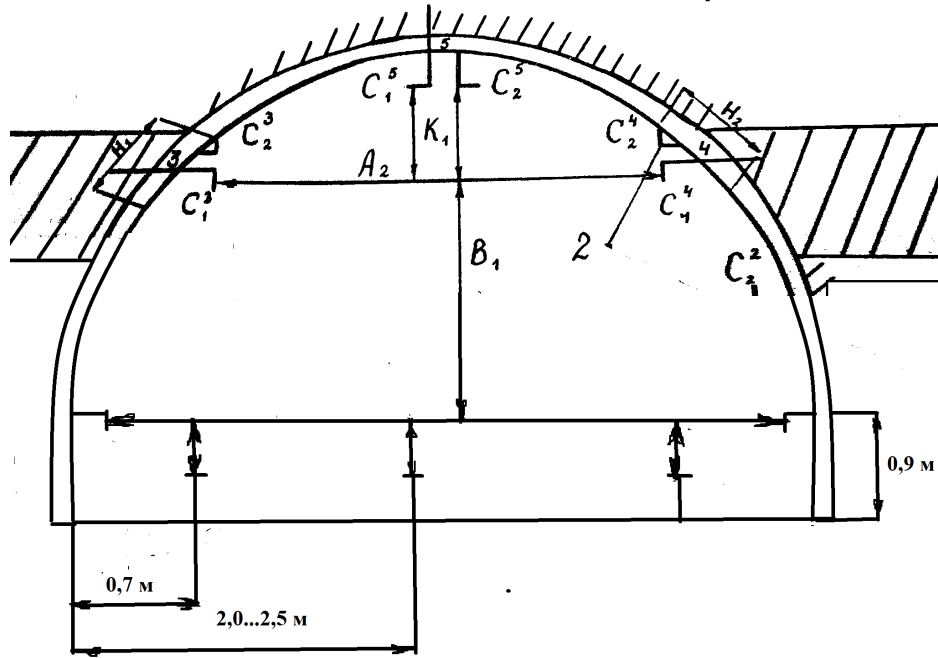


Рисунок 2.1 Схема замірів на контурній станції

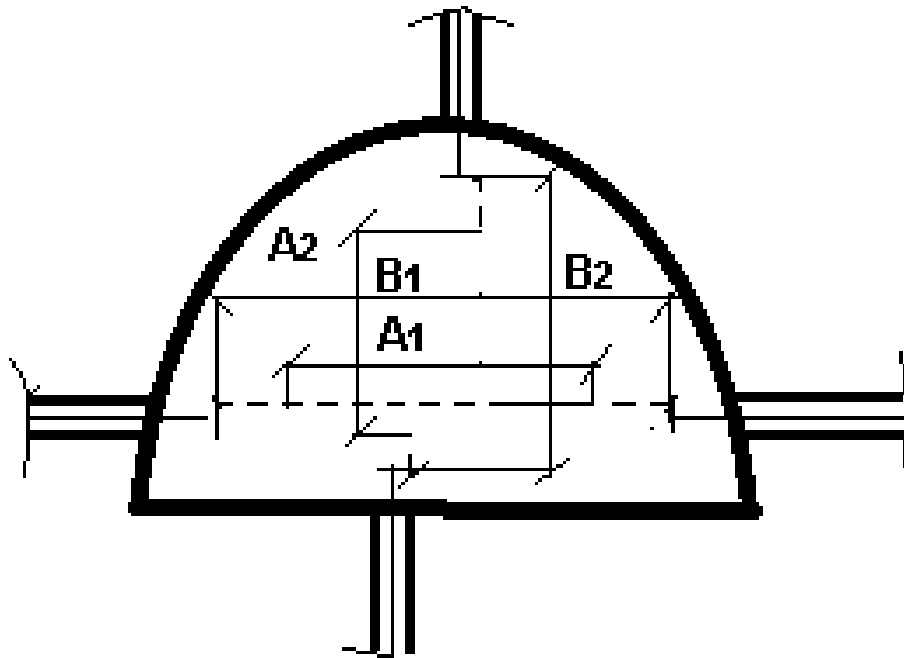


Рисунок 2.2 Конструкція глибинної реперної станції

Шпури Ø 42 мм пробурюють перпендикулярно нашаруванню порід у покрівлі та підшві верстатом типу ЕБГП та паралельно нашаруванню в боках ручним електросвердлом СЕР-19М за допомогою кручених штанг або штанг продуванням стиснутим повітрям.

Репери встановлюють відповідно визначених глибин: до глибини 0,5 м репери вважаються контурними. Гирло шпурів глибинних реперів армуються кондукторами. Під час буріння шпурів у підшві виробки використовуються заглиблення для запобігання пошкоджень від навантажувального органа комбайна.

Репери в боках виробки для врахування ефекту «опускання бортів» виконуються з вбудованими шкалами або на жорстких штоках.

Перед закладанням спостережних станцій передбачається обов'язкове складання паспорта спостережень на ділянці на трьох аркушах.

Аркуш 1 включає гірничогеологічні умови ділянки:

а) стратиграфічну колонку на повну глибину буріння по найближче розташованій свердловині з фіксацією потужності вміщувальних порід;

б) показники фізико-механічних властивостей порід та вугілля в табличній формі з обов'язковою вказівкою показників вологості  $W$  (%), питомої ваги  $\gamma$  (т/м<sup>3</sup>), пористості  $P$  (%), міцності на стискання  $\sigma_{\text{стиск}}$  (МПа), міцності на розтягнення  $\sigma_p$  (МПа), модуля пружності  $E$ , модуля зсуву  $G$ , коефіцієнта Пуассона  $\mu$ , ступеня метаморфізації вугілля;

в) вкопювання з плану гірничих робіт з нанесенням виявлених геологічних порушень, простягання та тріщинуватості порід.

Аркуш 2 містить гірничотехнічні умови ділянки:

а) глибину закладання від поверхні, м;

б) вид виробки (польова, пластова) з видом підривання;

в) вид кріплення та щільність (кількість рам на 1 м);

г) вкопювання з плану гірничих робіт з нанесенням відпрацьованих полів та зон впливу гірничих робіт (підробки та надробки);

д) крок обвалення основної покрівлі в близько розташованих лавах;

е) швидкість просування лав, м/міс.

На аркуш 3 наносять:

а) схему розташування вимірювальних станцій з точною прив'язкою їх до викопіювання з плану гірничих робіт та вказівкою меж крайових ділянок;

б) дату закладання станцій;

в) поточні зміни гірничотехнічних умов, в тому числі дрібноамплітудні порушення, обводненість, просування прохідницьких та очисних вибоїв у радіусі 300 м.

Перед закладанням спостережної станції складається паспорт станції, який містить такі відомості:

– структурний розріз ділянки товщі порід 15 м в покрівлі, 12 м в підшві та по 10 м по боках виробки з нанесенням потужностей шарів та показників властивостей порід ( $\sigma_{\text{стиск}}$ ,  $W$ ,  $E$ ,  $\mu$ ,  $G$ );

– паспорт кріплення на вимірювальній станції з основними розмірами перерізу в чорні та світлі;

– швидкість просування вибою, м/доб., м/міс.;

– дату та час закладання, відстань до лоба вибою;

– схему розташування реперів, шпурів, динамометрів;

– послідовність та схему вимірів, графіки швидкостей та величин переміщень із вказівкою відстані до вибою.

Перед закладанням станції за структурним розрізом визначаються напрямки шпурів; глибина закладання реперів (репер має знаходитися всередині однорідного шару, а не на контакті між шарами), кількість контурних реперів. Складається послідовність робіт із закладання станцій з урахуванням наявності необхідних матеріалів та обладнання.

Геометричне нівелювання профілю контуру на всій протяжності спостережної ділянки здійснюється маркшейдерською службою шахти з періодичністю 1 раз за один-три місяці (частіше в перші шість місяців).

Періодичність замірів виконується відповідно до табл. 2.1.

Заміри заносять в робочий зошит зі шкіряною оправою простим олівцем. Результати подаються у вигляді паспорта спостережень, який містить паспорти спостережних станцій та містить відомості, перераховані вище. Результати подаються у вигляді графіків переміщень та швидкостей переміщень. Сусідні точки з'єднуються прямою і графіки являють собою ламану лінію. За даними спостережень оцінюються величини переміщень, їх залежність від часу та розміщення вибою. Графіки будують на кожен серію спостережень: вихід-підхід вибою, підтримання виробки у часі, вплив лави. На графіках відмічають лінії рівних переміщень, межі зон порід, які отримали пересування. За величинами переміщень будуємо зону непружних деформацій навколо виробки.

Таблиця 2.1 - Періодичність інструментальних спостережень

Частота замірів		К і л ь к і с ь т ь	
		Замірів	Днів
При відході прохідницького вибою зі швидкістю:			
1-3 цикл/доб.	1 р./доб.	3...4	3...4
3-5 цикл/доб.	2 р./доб.	4...6	2...3
на відстані 8-30 м	1 р./2-3 дні	3...4	6...12
30-100 м	1 р./тиж.	3...5	21...35
100 м	1 р./міс.	8...12	240...360
При підході лави на відстань:			
300-250 м	1 р./міс.	4...6	120...180
250-150 м	1 р./тиж.	4...8	28...56
150-80 м	1 р./2-3 дні	6...8	12...24
80 м	1 р./тиж.	4...6	28...42
– " –	1 р./міс.	8...12	240...360

## 2.2. Результати фотометричного обстеження гірничих виробок

Схема обстежених гірничих виробок шахт ім. Героїв космосу та Західно-Донбаська наведені на рисунках Б1 та рис. Б2 (Додаток Б)..

На шахті ім. Героїв космосу здійснено обстеження виробок:

на горизонті 350 м:

– магістральні вентиляційні штреки: 1 та 2 західний; 1 та 2 східний;

– виїмкові штреки: 1140 бортовий, 1142 збірний, 1114 збірний та бортовий, 1110 збірний та бортовий, 1103 збірний та бортовий, 1135 бортовий, 1133 збірний та бортовий;

на горизонті 370 м:

– відкаточні квершлаг: західний та східний;

– магістральні штреки: 1 західний відкаточний, 1 західний конвеєрний, 1 східний відкаточний, 1 східний конвеєрний;

– штреки: 1004 біс збірний, 1002 бортовий та збірний, 1011 бортовий та збірний, 1015 збірний.

На шахті Західно-Донбаська здійснено обстеження:

На горизонті 480 м:

– магістральні штреки: західні відкаточний та конвеєрний, південний панельний;

– виїмкові штреки: 936 збірний та бортовий, 938 збірний;

На горизонті 450 м:

– магістральні штреки: західний відкаточний № 3, західні відкаточний, конвеєрний та вентиляційний, східні відкаточний та конвеєрний;

– виїмкові штреки: 814 бортовий, 812 збірний, 810 збірний та бортовий, 801 збірний та бортовий, 805 збірний, 907 збірний та бортовий, 911 збірний та бортовий, 915 збірний та бортовий;

На горизонті 585 м:

– дренажні штреки: західний та східний.

За результатами обстеження виробок пристовбурних дворів та відкаточні квершлаг шахт ім. Героїв космосу та Західно-Донбаської встановлено, що характерним для цих виробок є застосування залізобетонного кріплення незамкнутої монолітної конструкції коробового обрису товщиною 200–300 мм. За останні 15–25 років до 30% довжини виробок має розвинену тріщинуватість у вигляді субгоризонтальних тріщин з розкриттям до 15–30 мм, розташованих у п'ятах склепіння, та

субвертикальну тріщинуватість, приурочену до межі заходки по бетонуванню з розкриттям до 10-20 мм.

В склепінні тріщини мають розвиток у різноманітних напрямках і при перетинанні оконтурюють вивали бетону, які ліквідуються повторним бетонуванням. Встановлено, що руйнування бетону в склепінні є наслідком осадження металевих рам тимчасового кріплення, залишених в забутованому просторі. Загальний характер деформування бетонного кріплення має спільні ознаки та свідчить про нерівномірне навантаження конструкції по контуру, внаслідок якого відбувається руйнування кріплення.

Конструкція кріплення виробок за період служби (близько 20 років) зазнала часткового ремонту, який врахував розбирання бетонної обробки, повторне бетонування та багаторазове підривання порід. Характерною ознакою деформування цього кріплення є поява тріщин у монолітному кріпленні, які з'являються в бокових частинах біля підосви та у стінках на висоті 2–2,5 м. За наявності замкненого монолітного кріплення характер деформування кріплення більш очевидний.

В першу чергу має місце явище «наближення боків», при якому переріз виробки набуває форму зі зменшенням ширини до підосви виробки, причому прогін виробки на висоті  $2 \div 2,5$  м залишається постійним, а по підосві зменшується, водночас тріщини в монолітному кріпленні з'являються в боках виробки на висоті  $2 \div 2,5$  м і потім розвиваються по бічним поверхням. Зближення боків викликає посилену тріщинуватість у підосві виробки, яка вздовж виробки утворює «шатрові» підняття. Такий вид деформування спостерігається у пристовбурних дворах та характеризується загальністю ознак деформування.

Відкаточні та вентиляційні квершлагги цих шахт проведені механізовано площею перерізу  $15,5 \text{ м}^2$  з металевим рамним кріпленням типу КМП-А3 з СВП-27 або СВП-33 (1,25-2,0 рам/м) та залізобетонним огородженням і тампонуванням закріпного простору піщано-цементним розчином. При наступному вийманні порід підосви встановлюється

кріплення зворотного склепіння у вигляді лежана. Капітальні квкршлаги закладені в шарах порід підстиляючих пласт в масиві слабких алевролітів ( $R^*_{ст.} = 8-18$  МПа) перерізом  $15,5 \text{ м}^2$ . Кріплення – арочне піддатливе триланкове з СВП-27 та СВП-33 із залізобетонною затяжкою та тампонажем закріпного простору. На шахті Західно-Донбаська має місце бетонування бортів виробок по підшві на глибину  $0,3-0,5$  м та влаштування зворотного склепіння для боротьби зі здиманням.

Обстеження зазначених виробок показало, що по всій довжині кріплення обтиснуте породою, що свідчить про утворення навколо виробки зони непружних деформацій та виникнення зони порушених порід. Деформація огороження та рам кріплення свідчить про несприятливий режим роботи конструкції. Обстеження відслонень масиву при перекріплюванні виробок свідчить про наявність зони порушених порід на глибину: в боках –  $0,6-0,8$  м, в підшві – не менше  $2$  м, в покрівлі – більше  $1,8$  м. Причому цілик розбитий на пластові окремість потужністю від  $0,5$  см до  $3,6$  см. Мають місце: деформація та руйнування міжрамних огорожень, розрив хомутів, зрив гайок, вигин та скручування верхняків. Стояки кріплення зазнають посиленого тиску в горизонтальній площині, мають місце злами стійок на висоті  $0,3-0,5$  м від підшви, бетонні пояси вздовж виробок вивернуті в порожнину виробки, тому під час ремонту розбиваються на окремі блоки довжиною  $0,8-1,6$  м за допомогою виконавчого органа комбайна. Кріплення зворотного склепіння, застосоване на зазначених шахтах, не вирішує проблему стікості конструкції. Підривання за наявності закріпленого зворотного склепіння надзвичайно трудомістке, а його демонтування вручну неможливе.

Магістральні виробки проводяться виключно комбайновим способом площею перерізу від  $13,8 \text{ м}^2$  до  $18,4 \text{ м}^2$  з арковим триланковим металевим піддатливим кріпленням (КМП-А3) щільністю  $0,7-2,0$  рам/м, виконаного з шахтного спецпрофілю типу СВП 22 або СВП 27 та залізобетонним огороженням, додатково виконується тампонування забутовочного



простору піщано-цементним розчином. Кріплення цих штреків – триланкове металічне абочне піддатливе кріплення з СВП-22 або СВП-27, використовуються також замкнені конструкції підвищеної жорсткості з СВП-27 та комбіновані елементи (верхняк – СВП-33, а стійки – СВП-27). Серед додаткових заходів по охороні гірничих виробок можна виділити застосування тампонування закріпного простору піщано-глинисто-цементними розчинами та залишення ціликів вугілля.

Обстеження магістральних виробок показало, що по довжині штреків кріплення обтиснуте породами, що свідчить про утворення навколо гірничої виробки зони непружних деформацій та зруйнованих порід. Деформація міжрамних огорожень та арок металокріплення у вигляді розриву хомутів, спецпрофілю, зворотний вигин та скручування верхняків свідчить про несприятливий режим роботи кріплення. Під час проведення виробок спостерігаються вивалювання порід покрівлі висотою до 1,5–2,8 м. Ці порожнини згодом заповнюються обрешуваною породою з ефектом самопідбучування. Наявність зазначених порожнин, а також неякісне забутовування приводять до того, що кріплення не взаємодіє з масивом, а через відсутність контакту можливий розвиток динамічних навантажень, величина яких більша ніж зазор між кріпленням та масивом. Обстеження магістральних штреків показало, що основною причиною зменшення площі перерізу є значне здимання порід. Застосування замкнених кріплень практично не вирішує задачу запобігання здиманню порід, тому що відбувається його інтенсивне деформування, причому конструкція випинає у робочий простір виробки, а демонтування його вручну за існуючих конструкцій неможливе. Тампонування закріпного простору піщано-глинисто-цементними розчинами має позитивний вплив на стійкість виробки. Система «кріплення + затампонований шар» контактує з масивом та має підтримуючий вплив на породи покрівлі, що сприяє зменшенню розшарування порід.

Результати обстеження показали, що основною причиною незадовільного стану кріплення є розвиток процесу руйнування порід, що викликає деформацію елементів кріплення і в подальшому необхідність перекріплювання магістральних штреків. Цей процес враховує розбирання порід покрівлі до необхідної висоти перерізу, виймання деформованого та встановлення нового кріплення, що не зупиняє деформування порід, тому що нове утворене відслонення масиву нестійке за тими ж причинами, що і під час проведення нової виробки.

Необхідно зазначити, що проведення повторних підривань викликає інтенсифікацію процесу деформування порід, що призводить до підвищення навантаження на захисні та підтримуючі елементи кріплення, це знову викликає прискорення деформування порід і згодом необхідність перекріплювання (рис. 2.3).

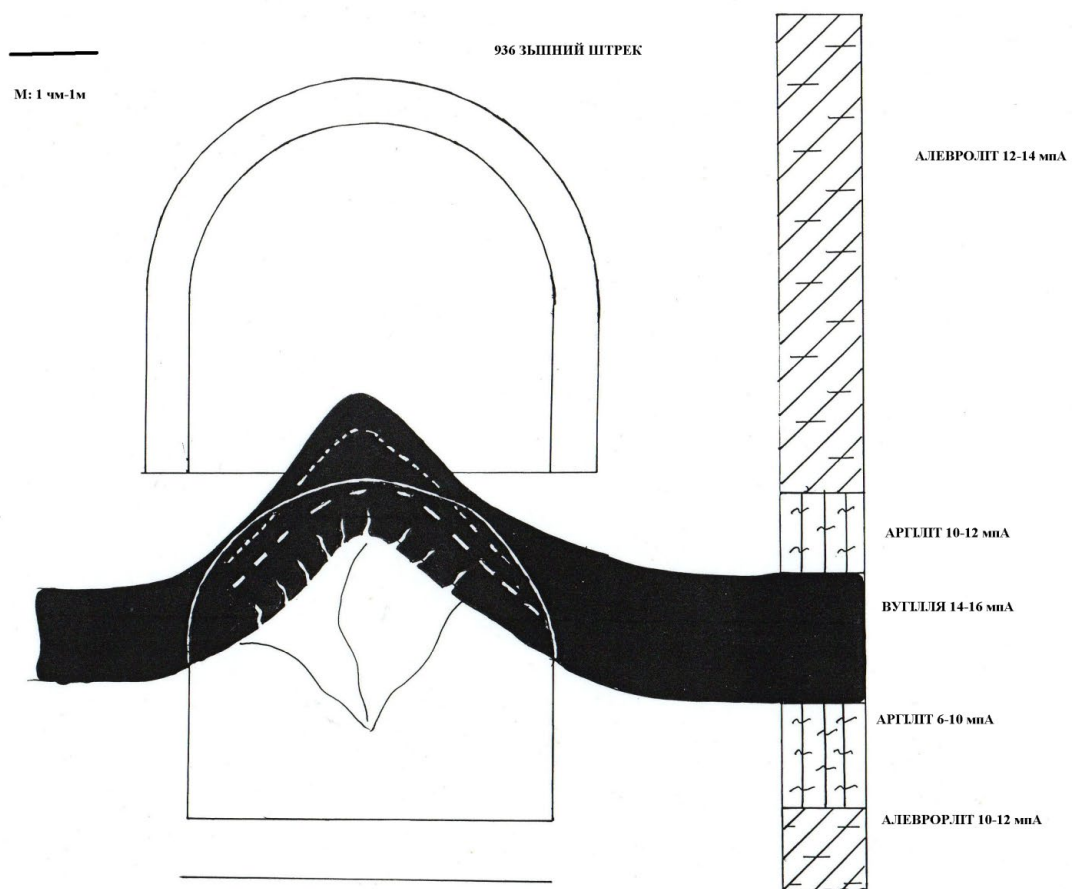


Рисунок 2.3 - Витиснення вугільного пласта у порожнину виробки (шахта Західно-Донбаська)

Магістральні штреки впродовж терміну експлуатації потрапляють у зону впливу видобувних робіт і обстеження показало, що стійкість штреків при цьому різко погіршується. У зоні впливу видобувних робіт збільшуються і тривалий період залишаються підвищеними навантаження на кріплення, інтенсифікується здимання порід. Ці факти призводять до повної втрати стійкості виробок. Причому кріплення втрачає несучу здатність впродовж декількох місяців, а здимання порід за цей час досягає 1,5 м (рис. 2.4). Через це ділянка виробки стає непридатною до подальшої експлуатації та вимагає ремонту.

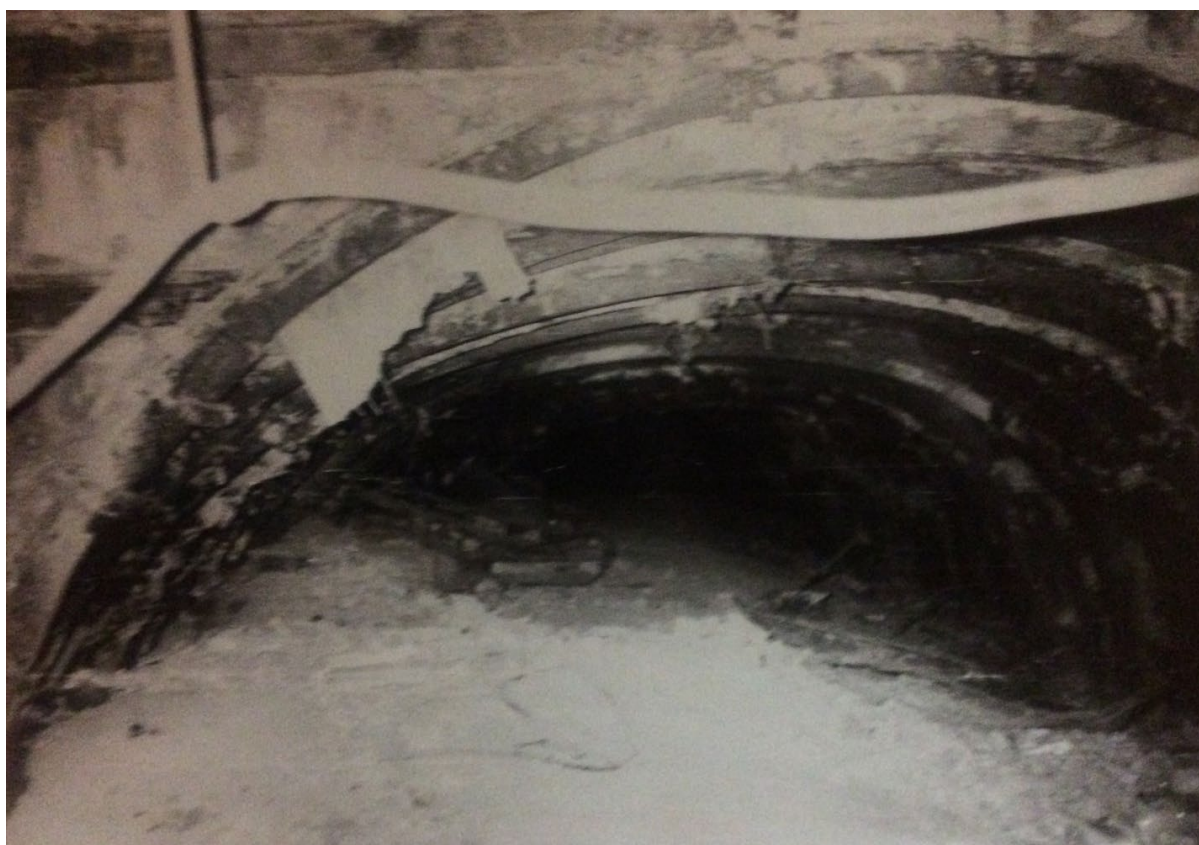


Рисунок 2.4 - Фактичний стан західного магістрального відкаточного штреку гор. 370 м шахти ім. Героїв космосу (ПК 84)

Застосування для охорони штреків ціликів вугілля довжиною 70–80 м, як показало обстеження, неефективно, тому що виробка потрапляє в зону впливу. Збільшення ціликів до 150 м, що відповідає розрахункам зон від

ВНІМІ для умов Західного Донбасу, призводить до значних втрат підготовлених запасів вугілля (понад 25 тис. т на виїмковий стовп) і також є неприйнятним за умови довжини виїмкових стовпів 700...1000 м.

Фактором, ускладнюючим підтримку магістральних штреків, є застосований прямий порядок відпрацювання шахтного поля, що призводить до необхідності підтримки значної частини магістральних штреків у зоні впливу лав від раніше відпрацьованих стовпів. У цьому випадку такий порядок відпрацювання поля призводить до сповільнення розвитку гірничих робіт на флангах шахтного поля через значне зниження ефективності використання транспортних магістральних виробок. Результати обстеження дозволяють оцінити працездатність кріплення магістральних штреків з урахуванням впливу гірничотехнічних умов та процесу здимання порід.

Роботу кріплення доцільно уявити на прикладі одного комплекту кріплення, умовно вважаючи лівий борт виробки по підняттю, а правий – по падінню порід (рис. 2.5).

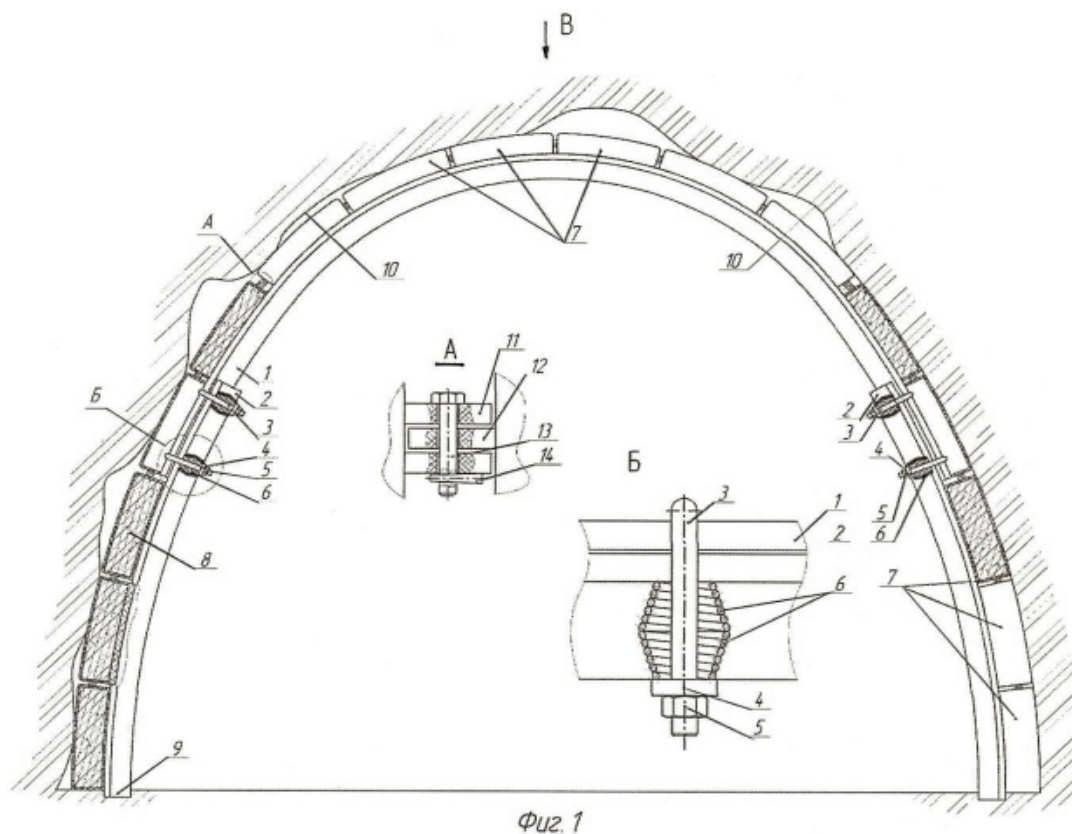


Рисунок 2.5 - Конструкція металевого рамного кріплення

Характерною особливістю розглянутих виробок є проведення їх по лінії простягання порід, причому комплект кріплення КМП встановлюється симетрично у перерізі виробки.

Бічні породи на цих шахтах залягають під кутом 3–5°, тому максимальні за величиною напруження діють нормально до площини нашарування порід, тобто відрізняються від строго вертикального напрямку гравітаційного поля напружень. Цей факт підтверджено замірами навантажень на кріплення, проведеними А.П. Максимовим [83]. У результаті асиметричного розподілу навантажень на кріплення відбувається нерівномірне спрацьовування замків піддатливості. Так навіть при рівномірному розподілі навантажень гірського тиску по площині нашарування лівий вузол піддатливості, являючи собою довге плече (якщо розглядати верхняк як важіль з двома опорами-замками), швидше використовує запас піддатливості верхняка через проковзування у замках та збільшення напуску у ньому призводить до виходу кінця верхняка зі спецпрофілю стояка. Тому вздовж аркової форми верхняка різко збільшується розривне навантаження на верхній кінець стояка. Вихід верхняка зі спецпрофілю стояка призводить до заклинювання вузла піддатливості, відбувається прогин планки, перекіс хомута та зрив гайок. Утворюється розрив профілю стояка («зів»). Процес йде з поступовим нарощенням по мірі вичерпування запасу піддатливості лівого вузла.

Правий вузол піддатливості за тією ж причиною значно менше використовує запас піддатливості у вигляді проковзування верхняка, тому що напрям дії навантаження відносно до напрямку проковзування верхняка більш нормальний, ніж у лівому вузлі. Це викликає прискорене, порівняно з лівим замком, заклинювання замка, прогин планки та перекіс хомута зі зривом гайок. Також швидше відбувається утворення розриву верхньої частини стояка. Необхідно зазначити, що цьому сприяє зближення стояків кріплення по площині підосви під дією здимання порід, яке горизонтально зближуючи

нижні частини кріплення збільшує навантаження на верхню частину стояка у межах ділянки накладання спецпрофілю як «важіль сили».

Обстеженням встановлено, що явище вдавлювання стійок кріплення дозволяє збільшити піддатливість рамного кріплення на 150–200 мм.

Вплив процесу здимання порід на кріплення полягає, в першу чергу, в явищі горизонтального зближення стійок кріплення (за відсутності кріплення зворотного склепіння), причому зближення по висоті йде нерівномірно, маючи більшу величину в нижній частині у підшви і більше – з боку падіння порід. Фактичні заміри показали, що зближення контуру з боку лінії підняття порід дорівнює 0,3–0,4 м, з боку лінії падіння – 0,6–0,8 м. Нерівномірне за висотою зближення стійок сприяє збільшенню кількості розкриття спецпрофілю у верхній частині рами.

З розвитком процесу здимання відбувається опускання порід у бортах виробок, бо зменшується щільність порід під боками виробки через їхнє випинання у виробку, як приклад можна навести результати об'єктивного маркшейдерського запису вимірювання порушень пласта навколо 812 збірного штреку шахти Західно-Донбаська (рис. 2.6).

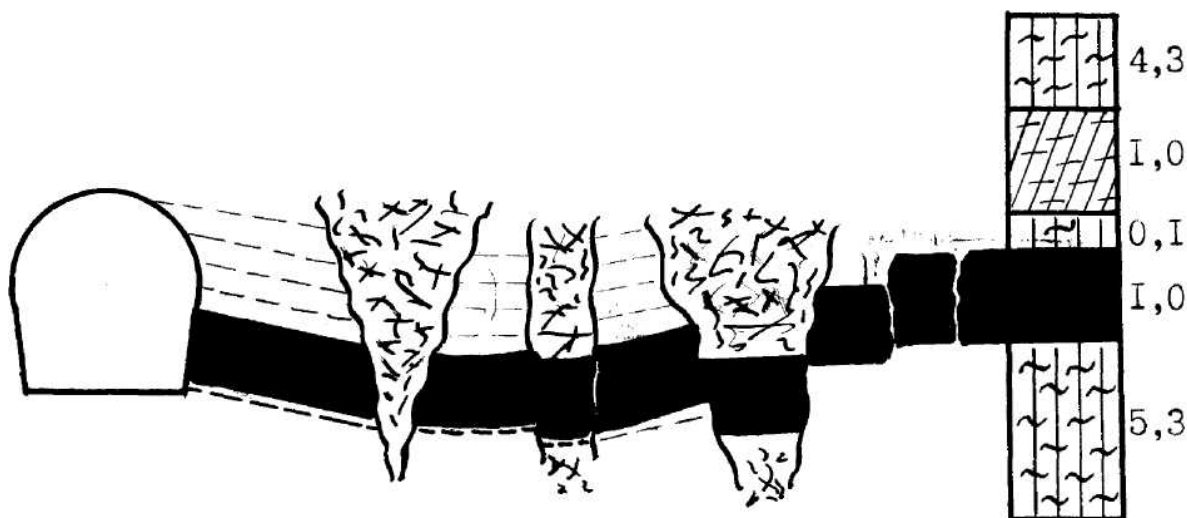


Рисунок 2.6 – Руйнування порід навколо 812 збірного штреку (ПК 18 + 2м)

Величина опускання порід в бортах виробки з боку лінії підняття менше, ніж з боку падіння. Опускання порід бортів виробок призводить до

одночасного опускання порід покрівлі, причому ця область має значні розміри і тому навантаження, які виникають за цього, мають значні величини.

Верхняк кріплення, який на цей час вже має непрацездатні вузли піддатливості, сприймає збільшення навантаження як балка на двох жорстких опорах, тому відбувається деформування його у вигляді виположування. Потрапляння кріплення у зону впливу лави призводить до подальшого його руйнування та повної втрати несучої здатності рами. Сумісна дія зазначених процесів приводить до втрати перерізу виробки на 60–80 %, в окремих випадках до 90 %. Необхідно зазначити, що збільшення водоприпливу у виробку збільшує інтенсивність здимання, що згодом погіршує стійкість виробок.

Однак необхідно зазначити, що у складних гідрогеологічних умовах інтенсивність здимання за довжиною виробки нерівномірна. Це є причиною скупчення води на ділянках виробок з менш інтенсивним здиманням, тому створюється хибна уява, що на обводнених ділянках здимання сповільнюється.

Ділянкові підготовчі виробки містять збірні та бортові штреки. На ділянкових штреках проведення виконується комбайновим способом площею перерізу від 9,1 м<sup>2</sup> до 14,8 м<sup>2</sup> з кріпленням типу КМП-А3 або КШПУ із спецпрофілю СВП 19 або СВП 22 (щільність 1,0–1,5 рам/м), міжрамне огородження - дерев'яна дошка.

Додаткові заходи із забезпечення стійкості виїмкових штреків застосовуються під час підходу вибою та полягають в установці підсилювального кріплення. При підході лави за 10-20 м, як засіб посилення, встановлюється органне кріплення з деревин діаметром 25-45 см, переважаючим проявом стає здимання порід (до 1,0-1,6 м), яке різко інтенсифікується після проходу лави. На сполученні з лавою відбувається інтенсивне витискання порід з-під вугілля, що викликає вигин стояків та злам



профілю на висоті підосви пласта. В цих гірничотехнічних умовах повторне використання штреків не виконується.

Характерні ознаки режиму роботи кріплення аналогічні наведеним для магістральних штреків, однак їхня дія не досягає зазначеного рівня через короткий термін служби виробок. Під час підходу вибою завчасно (за 20–40 м) розвивається здимання порід, яке досягає величини 1,0–1,2 м та різко інтенсифікується після проходу вибою. Найбільш характерним пошкодженням кріплення до підходу вибою є порушення міжрамних огорож, прогин планок та деформування хомутів. При збільшенні терміну служби ділянкового штреку до трьох років проявляються негативні наслідки видавлювання порід. Також під час проведення штреку з перетинанням пласта на висоті 0,5 м від підосви виробки через видавлювання порід з-під пласта відбувається деформування стояків кріплення у вигляді зламу спецпрофілю, що погіршує загальну працездатність кріплення. При підході вибою за 10–15 м встановлюють додаткове підсилювальне кріплення, яке покращує несучу здатність кріплення, збільшуючи його опір. Тим не менше, для виконання технологічних операцій необхідно проведення перед сполученням підривання порід, що є досить трудомістким і обмеженим за габаритами робочого простору через нагромадження транспортного обладнання. Повторне використання штреків у результаті посиленого здимання порід не здійснюється. Використання кріплення зворотного склепіння на виїмкових штреках дозволяє зменшити величину здимання порід, однак ремонт кріплення в цих умовах практично неможливий.

Загалом періодичними обстеженнями було охоплено понад 80 % виробок досліджуваних шахт, причому не менше ніж три рази кожна з фотофіксацією змін у стані виробки. За результатами обстеження було визначено, що капітальні виробки знаходяться у задовільному стані, а для їх підтримання достатньо періодичних ремонтних робіт. Ділянкові штреки до підходу лави знаходяться у задовільному стані, а при її підході достатнім є посилення органним кріпленням і локальне підривання порід. Магістральні



штреки вимагають проведення періодичних ремонтних робіт ще на етапі проведення, а після потраплянні в зону впливу видобувних робіт - практичного відновлення.

Узагальненням результатів обстежень було визначено, що нормативні засоби підтримання і охорони не забезпечують експлуатаційну стійкість виробок внаслідок інтенсивного розвитку руйнування порід навколо виробок.

### 2.3. Результати інструментальних досліджень деформування контуру виробок

Деформування контуру виробок було вивчене за допомогою спостережень за переміщеннями породного оголення і контуру кріплення на спеціальних ділянках виробок, обраних для досліджень.

Геологічний розріз масиву в місці закладання спостережної станції наведено на рисунку 2.7, а результати спостережень у східному магістральному штреку гор. 350 м відображені на рисунку 2.8.

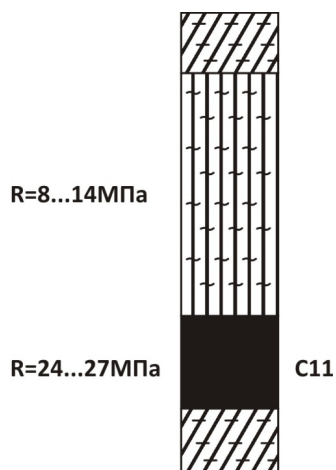


Рисунок 2.7 - Геологічний розріз у східному магістральному штреку горизонту 350 м

Необхідно підкреслити практично одномоментний початок деформаційного процесу після оголення порід та переважаючу інтенсивність здійснення порід підосви (4–8 мм/добу), яка у 2,5–3 рази перевищує

швидкість опускання порід покрівлі і верхняка. Період стабілізації переміщень у покрівлі складає приблизно 30 діб, у підшві через 120 діб відбулася стабілізація швидкості здимання (1,3 мм/добу), але процес має незатухаючий характер, аналогічні показники має процес деформування порід у боках, хоча і при менш вираженій інтенсивності (0,75 мм/добу), що вказує на взаємозалежний характер процесу деформування порід підшви та боків. Варто зазначити, що процес затухання інтенсивності деформування породного контуру розпочався через 10–12 днів після проведення тампонування закріпного простору.

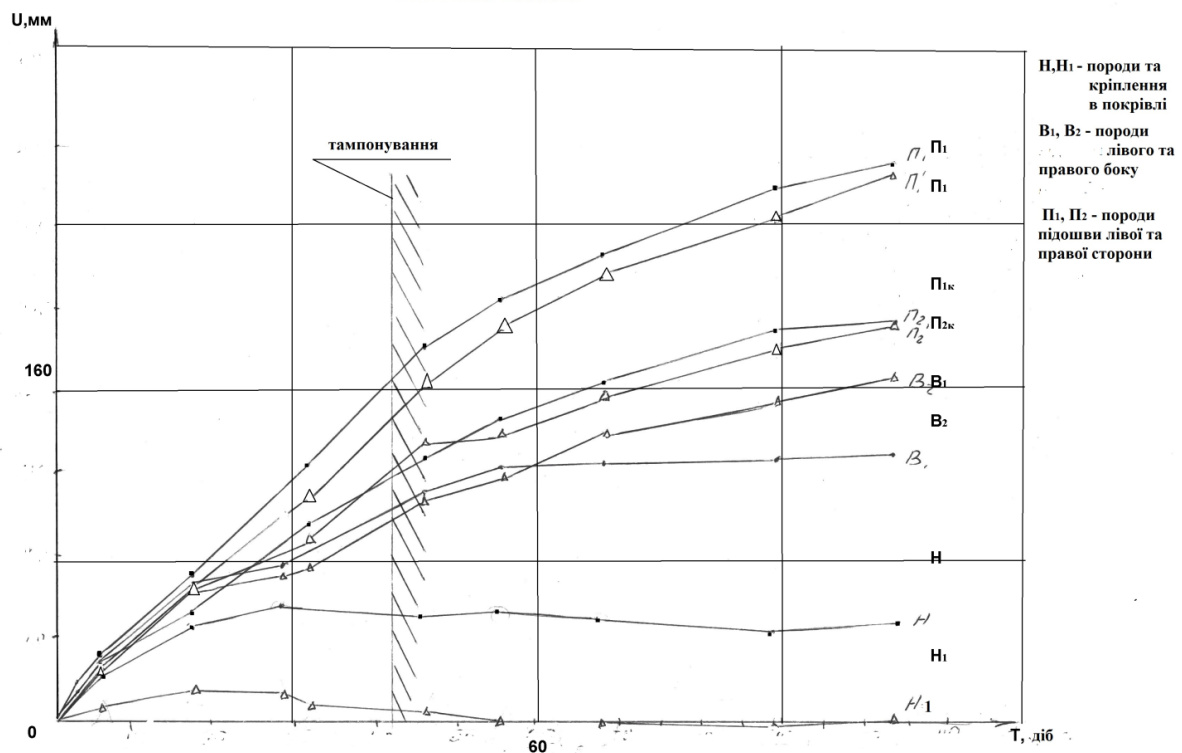


Рисунок 2.8 - Зрушення контуру порід і кріплення у східному магістральному штреку горизонту 350 м шахти ім. Героїв космосу (ПК 86 + 2,5 м)

Геологічний розріз масиву в місці закладання спостережної станції наведено на рисунку 2.9, а результати спостережень у східному магістральному штреку № 2 горизонту 370 м тієї ж шахти зображені на рисунку 2.10.

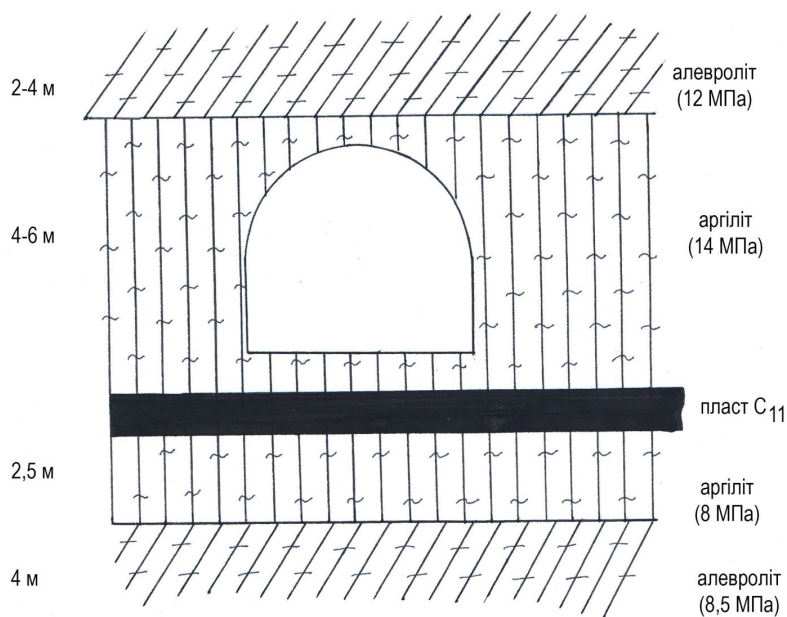


Рисунок 2.9 - Геологічний розріз порід у східному магістральному штреку № 2 гор. 370 м

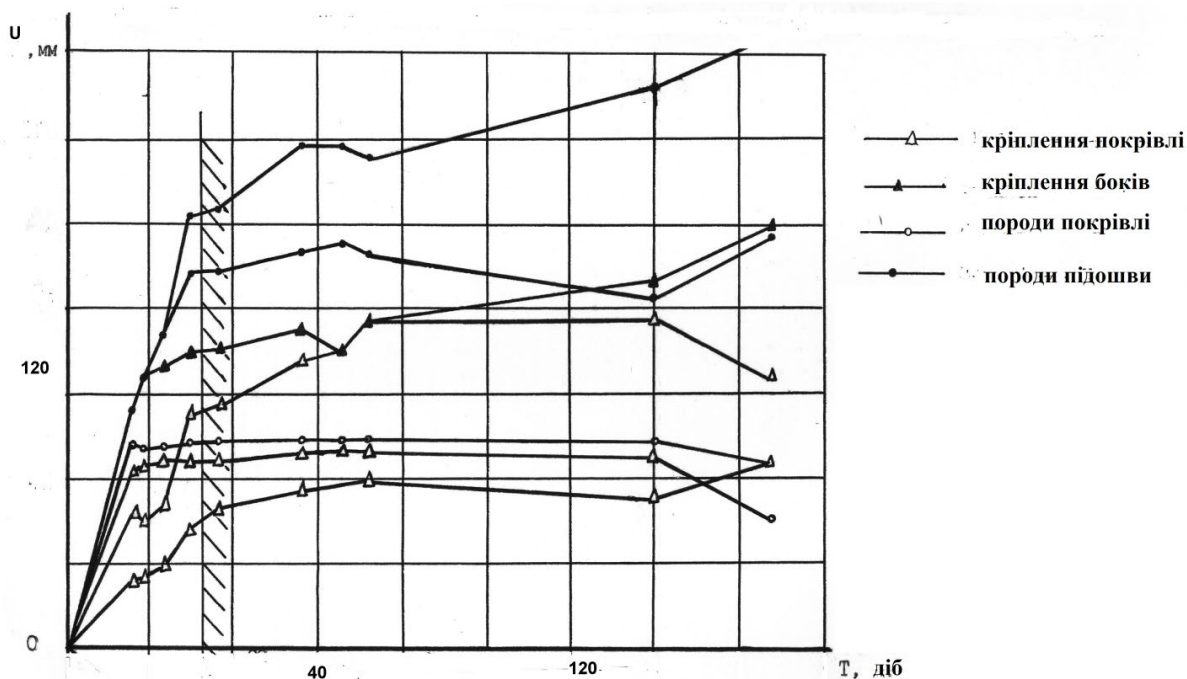


Рисунок 2.10 - Зрушення контуру порід і кріплення у східному магістральному відкатному штреку № 2 гор. 370 м шахти ім. Героїв космосу (ПК 93+5 м)

Серед особливостей контурного деформування порід варто зазначити високу інтенсивність деформування порід після оголення (5–10 мм/добу),

стабілізуючий ефект тампонування закріпного простору (через 15–20 діб), незатухаючий процес здимання порід (1,1 мм/добу) і стабілізацію порід та кріплення у покрівлі через 20 діб.

Геологічний розріз масиву в місці закладання спостережної станції наведено на рисунку 2.11, а результати спостережень у східному магістральному штреку № 2 гор. 480 м шахти Західно-Донбаська зображені на рисунку 2.12.

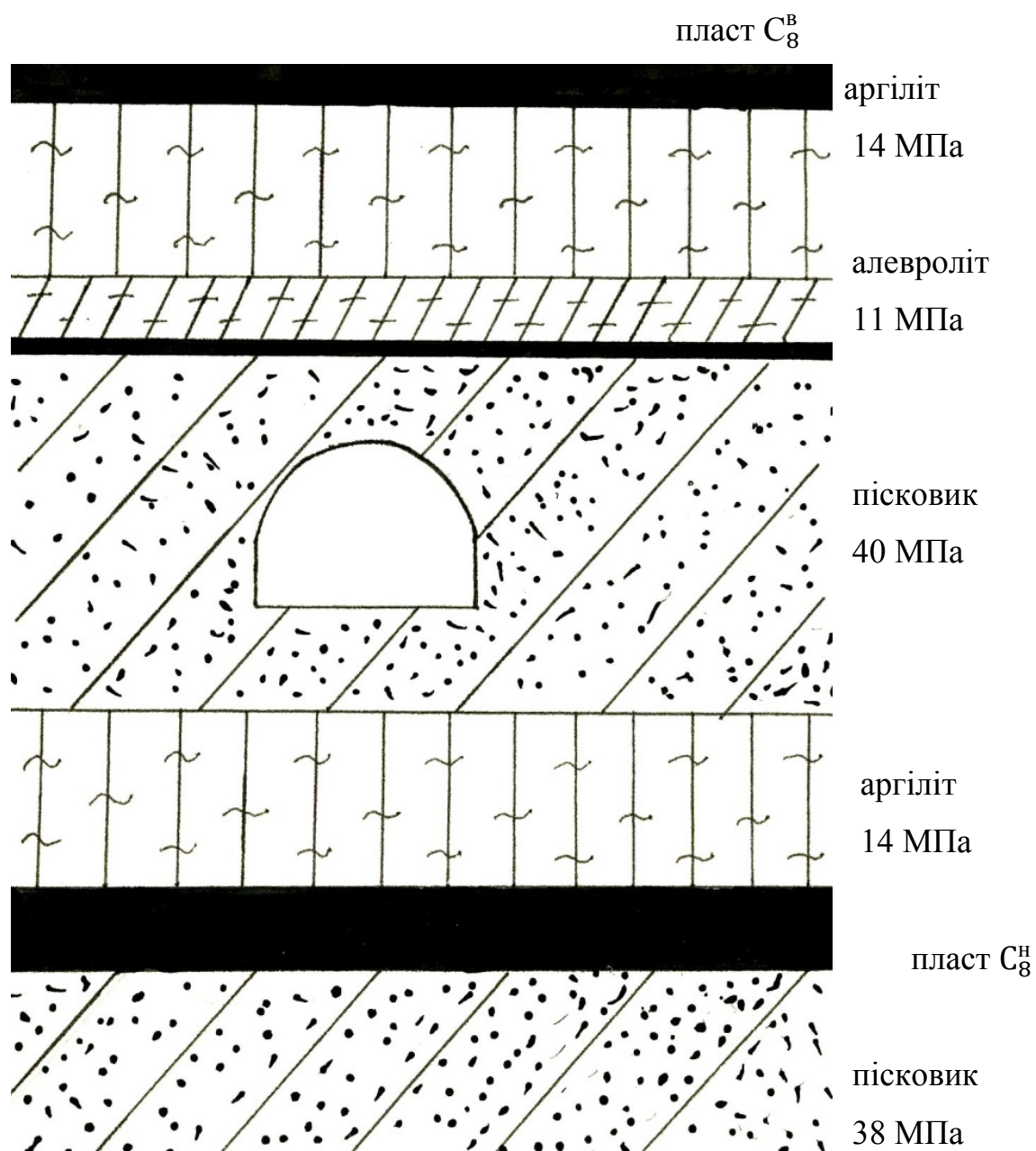


Рисунок 2.11 - Геологічний розріз порід у східному магістральному відкатному штреку № 2 гор. 480 м шахти Західно-Донбаська

Деформаційний процес контуру виробки виокремлюється меншою початковою інтенсивністю здимання (2–3 мм/добу), початком затухання деформування контуру через 5–7 діб після оголення порід за відсутності тампонування закріпного простору, стабілізацією положення порід і кріплення у покрівлі через 10–15 діб, практично затухаючі зрушення порід у боках і усталене здимання підосви у часі (0,5–0,7 мм/добу).

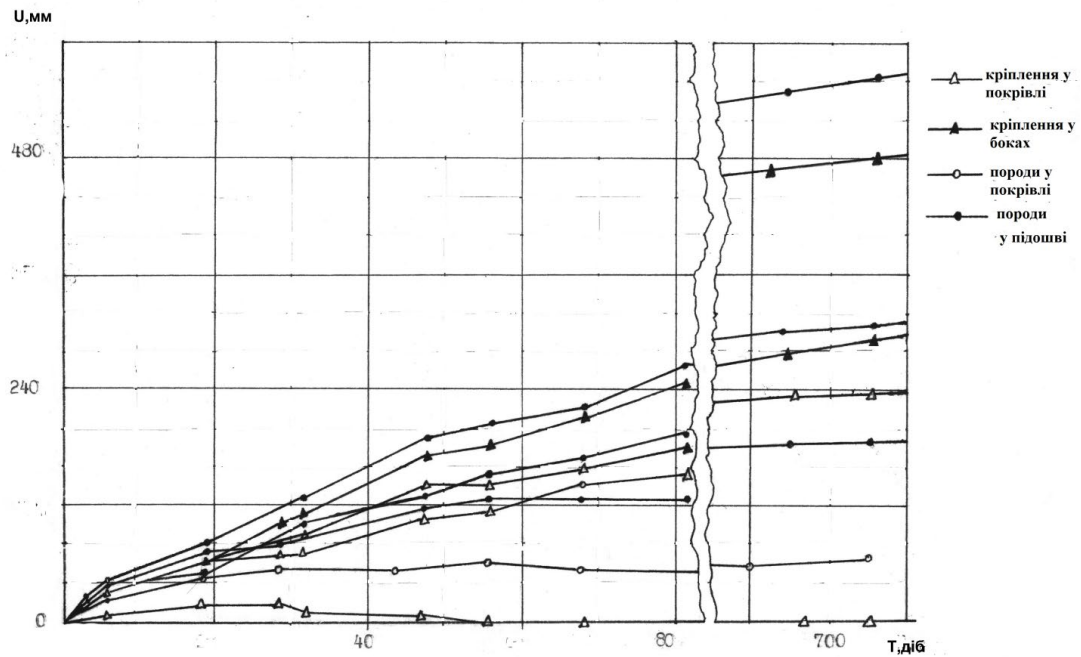


Рисунок 2.12 - Зрушення контуру порід і кріплення у східному магістральному відкатному штреку № 2 гор. 480 м шахти Західно-Донбаська (ПК 124 + 1,5 м)

Окремо виконані дослідження деформування кріплення у вигляді зближення стійок кріплення на прикладі східного магістрального відкатного штреку № 2 гор. 370 м (шахта ім. Героїв космосу), що показано на рисунку 2.13, а процес підняття елементів зворотного склепіння на рисунку 2.14. Закріплення підосви елементами зворотного склепіння застосовується лише на шахті ім. Героїв космосу, де і виконані спостереження за його деформуванням. Інтенсивне здимання порід супроводжується зближенням стійок кріплення. Спостереження показують (рис. 2.13), що усталена швидкість горизонтального зближення стояків

кріплення практично не залежить від наявності конструкції зворотного склепіння та становить близько 0,25 мм/добу, але абсолютний рівень зближення різний, так для незамкненого кріплення перевищує 400 мм, у той час, як для конструкції зі зворотним склепінням близько 100 мм.

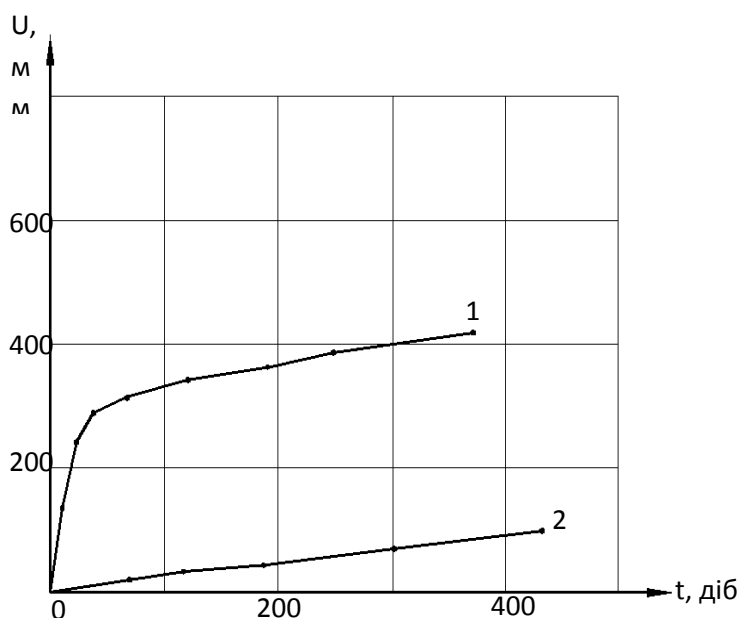


Рисунок 2.13 - Горизонтальне зближення стійок кріплення КМП-А3: 1 – кріплення КМП-А3, 2 – кріплення КМП +зворотне склепіння

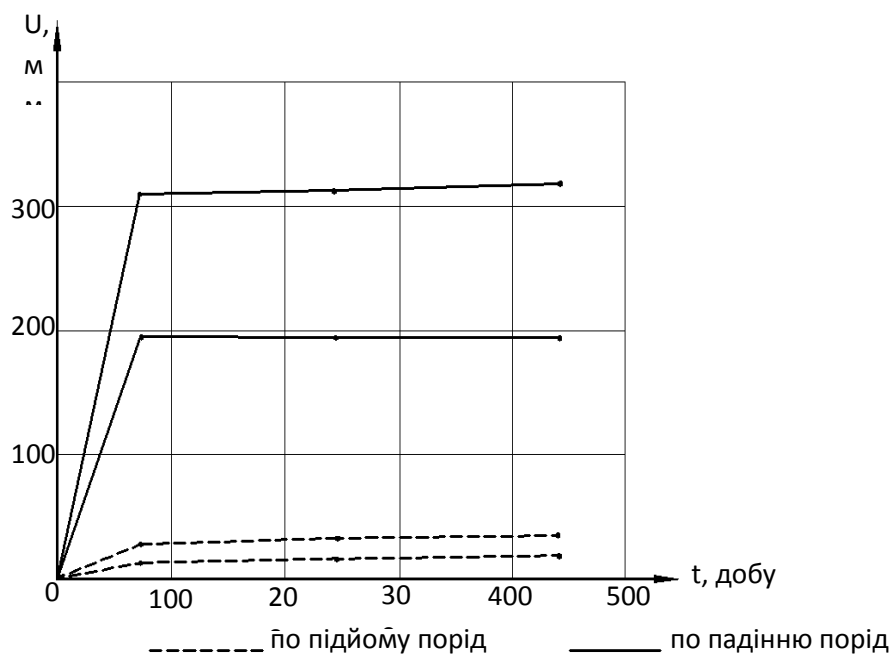


Рисунок 2.14 - Підняття елементів кріплення у зворотному склепінні у східному магістральному відкатному штреку № 2 гор. 370 м

Встановлення конструкції зворотного склепіння з відставанням від вибою проведення виробки під час підривання порід запобігає впливу на нього первинного гірського тиску. За підтримання виробки у масиві встановлена швидкість підняття елементів зворотного склепіння становить 0,02...0,06 мм/добу залежно від місця установки. При цьому вузол з'єднання за падінням порід піднімається швидше за вузол зі сторони підняття порід (рис. 2.14).

У зоні впливу видобувних робіт елементи зворотного склепіння, встановлені у магістральній виробці, отримують поздовжні стискаючі навантаження, рівень яких перевищує опір кріплення на злам. В результаті відбувається руйнування кріплення зворотного склепіння від 4 до 9 міс. з прорізанням баластового шару рейкової колії елементами кріплення.

#### 2.4. Результати натурних спостережень за руйнуванням порід в масиві

Геологічний розріз масиву в місці закладання спостережної станції наведено на рисунку 2.13, а результати спостережень у східному магістральному штреку № 2 гор. 480 м шахти Західно-Донбаська зображені на рисунку 2.15.

Результати спостережень в породах покрівлі (рис. 2.15) показують, що до глибини 1,0...1,5 м зміщення відбувається інтенсивно в перші 50–70 діб. Більш високі шари порід мають меншу амплітуду зміщень та зміщуються з відставанням у часі.

Необхідно зауважити, що після 70–90 діб спостережень у покрівлі спостерігається інтенсивний процес ущільнення обрушених порід покрівлі в діапазоні 1–2 м товщі обрушених порід, яка стискається налягаючими породами покрівлі і зменшує потужність обрушеної товщі на 5 % за потужності обрушених порід 2 м та 9 % для потужності 1 м у покрівлі. Прояв демпфірувальної здатності товщі розшарованих порід проявляється у



компенсації зростання зовнішніх навантажень піддатливістю товщі обрушених порід у результаті ущільнення розпушених порід. За 3–5 %-го ущільнення (відповідає коефіцієнту розпушування 1,03–1,05) двометрова товща порід має піддатливість до 100 мм.

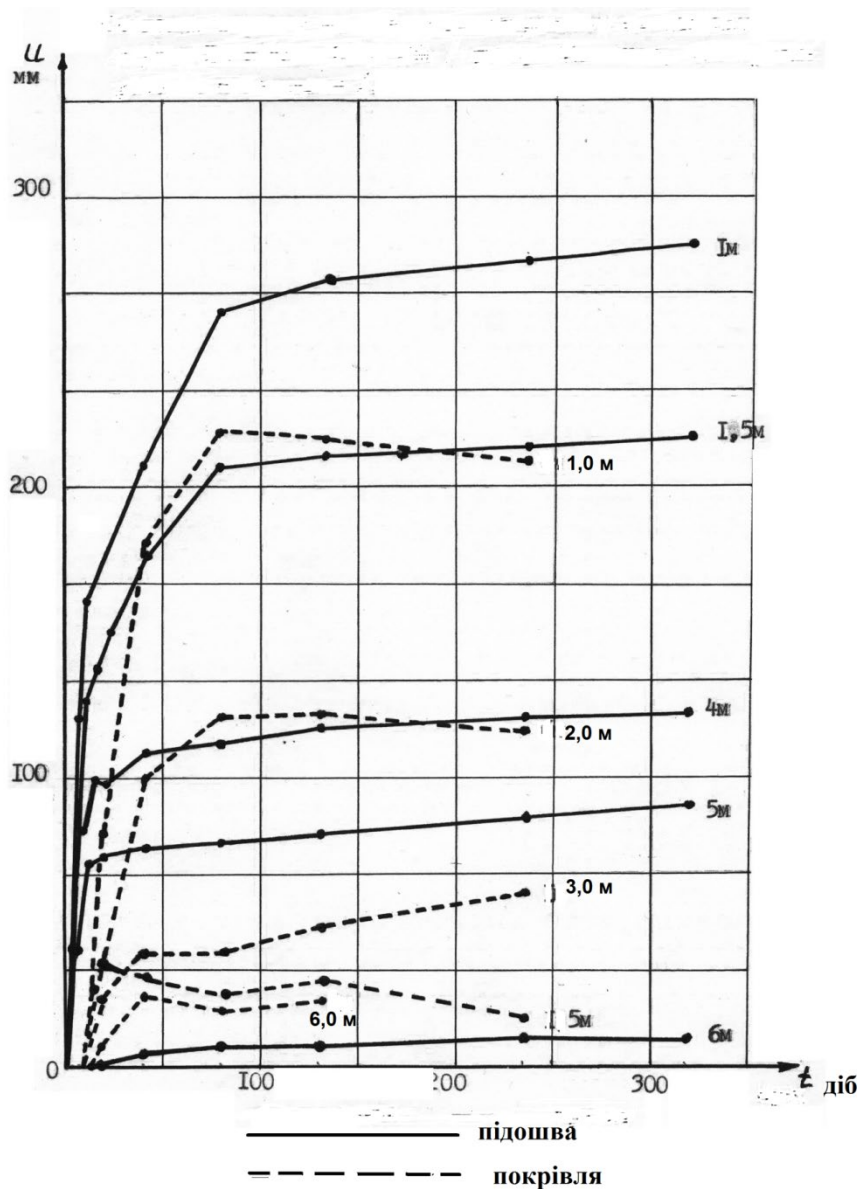


Рисунок 2.15 - Розшарування порід навколо східного магістрального відкатного штреку гор. 480 м шахти Західно-Донбаська (ПК 162 + 5 м): репери 20 м у покрівлі та 10 м у підшві – умовно непорушені.

Можна передбачити, що в результаті ущільнення обрушених порід дією навантажень гірського тиску виникає відновлення несучої здатності зруйнованих порід, яка створює опір зовнішнім навантаженням на стільки



більше, на скільки вище відновлення щільності порід. Це явище вимагає проведення лабораторних досліджень.

Переміщення порід підшови мають два характерних періоди швидкості підняття: інтенсивний (до 60–80 діб) та усталений (після 100 діб), причому за глибиною можна виокремити потужність порід підшови до 5 м, яка формує незатухаючий характер підняття порід. На початковому етапі (до 10 діб) швидкість здимання порід досягає 18–25 мм/добу, у другий період (понад 200 діб) складає 0,1 мм/добу, причому однаково для товщі порід потужністю 5 м.

Геологічний розріз масиву в місці закладання спостережної станції у східному магістральному відкатному штреку № 2 гор. 370 м шахти ім. Героїв космосу наведено на рисунку 2.16, а результати спостережень для бокових порід на рисунку 2.17, порід підшови – на рисунку 2.18 та 2.19.

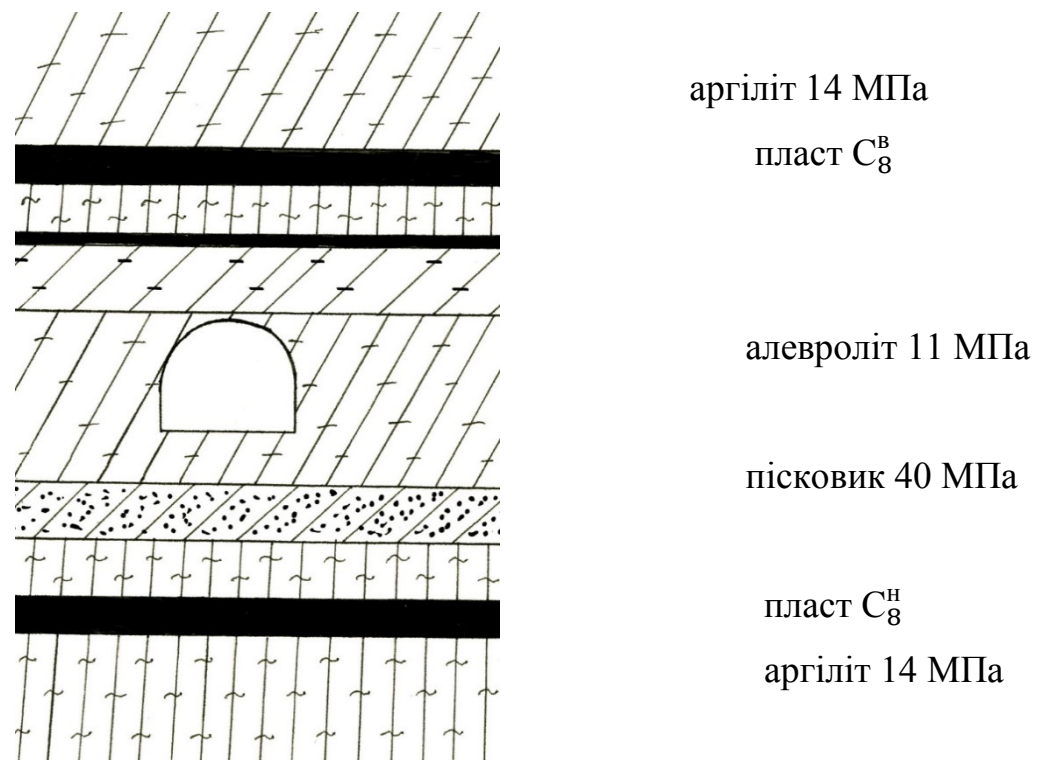


Рисунок 2.16 - Геологічний розріз масиву у східному магістральному відкатному штреку №2 гор. 370 м (ПК 93+4 м)

За результатами спостережень встановлено, що характер переміщень бокових порід у глибині масиву має ступеневий характер (рис. 2.17), причому

у часі рівень дискретного переміщення зростає у 2,2–3 рази, а з глибиною – зменшується у 2 рази на кожні 0,5 м глибини масиву. Причому з різних сторін виробки цей процес відрізняється у 2 рази за амплітудою дискретного переміщення, хоча часові відрізки співпадають для обох боків. Характерно, що таке дискретне переміщення бокових порід більш явно виражене з того боку виробки, де більше висота здимання порід, що вказує на взаємозв'язок зрушень у боках зі здиманням порід. Порівняння у часі моменту дискретного зрушення бокових порід з інтенсифікацією розшарування порід покрівлі підтвердило їх взаємозалежність.

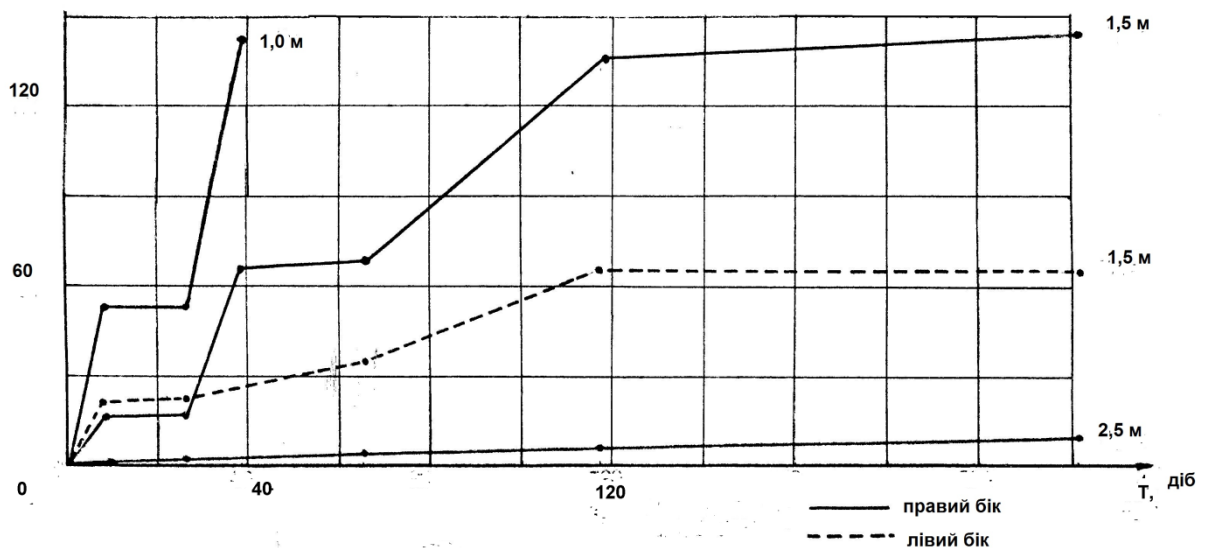


Рисунок 2.17 - Зрушення приконтурних порід в боках у східному магістральному відкатному штреку №2 гор. 370 м (ПК 93+4 м)

Результати спостережень за руйнуванням порід підосви у східному магістральному відкатному штреку № 2 гор. 370 м дозволили визначити швидкість розшарування порід у глибину, яка складає 3 м за 45 діб, або 6–8 см/добу. Здимання порід на глибині 1 м досягло 400 мм за 8 діб (50 мм/добу) та з глибиною затухає з коефіцієнтом 1,3 рази на кожен метр потужності (85 мм на 4 м глибини), але це явище має нерівномірне

розповсюдження по ширині виробки (не більше 60 мм на глибині 5 м з протилежної сторони).

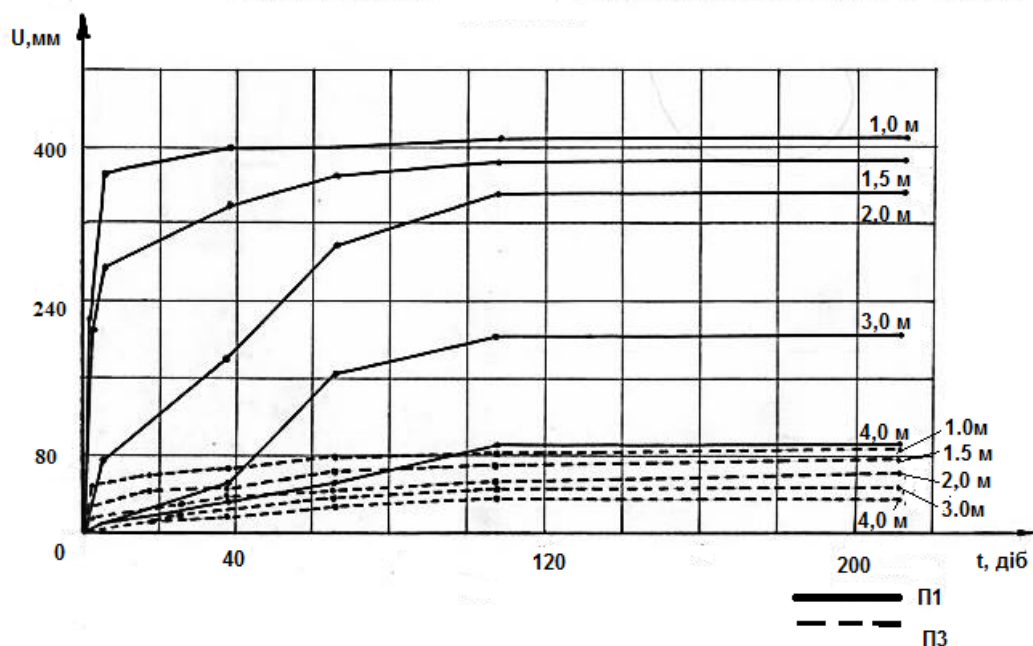


Рисунок 2.18 - Руйнування порід підосви у східному магістральному відкатному штреку № 2 гор. 370 м (ПК 89+3 м)

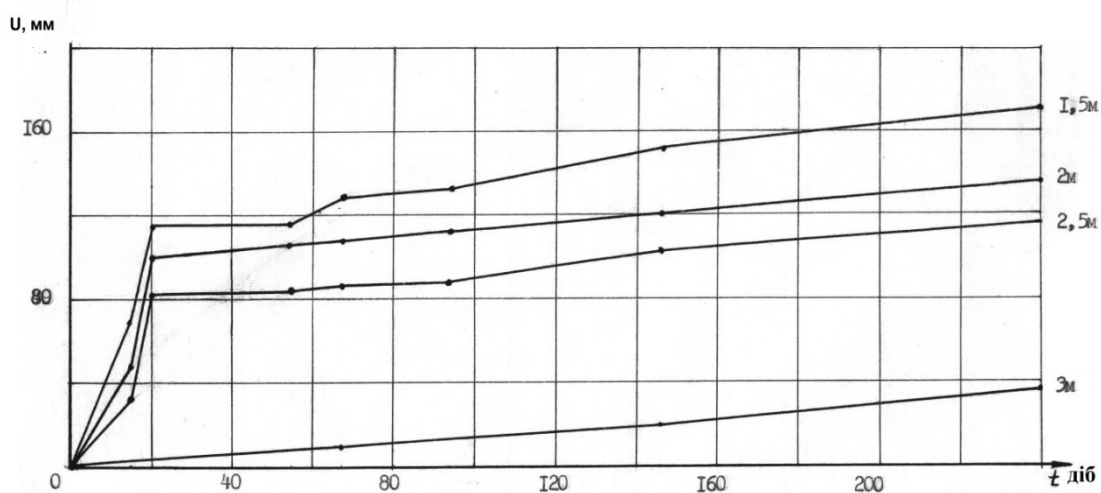


Рисунок 2.19 - Розшарування порід у східному магістральному відкатному штреку № 2 гор. 370 м (ПК 93 + 4 м)

Також було вперше зафіксовано стрибкоподібне здимання у вигляді підняття товщі порід потужністю 2,5 м в межах 200 мм, хоча глибші шари здимались плавно (35 мм за 1 рік).

Інструментальні спостереження за глибинними реперами показують, що розпушування порід відбувається до глибини 5...6 м, а інтенсивне переміщення – до глибини 2...5 м (рис. 2.15, 2.17, 2.18).

За шириною виробки спостерігається достатньо нерівномірне підняття порід та максимальна їх величина («гребінь здимання») спостерігається звичайно біля одного з боків виробки. Це підтверджується спостереженнями за зміщеннями глибинних реперів, встановлених у породах біля різних бортів виробки (рис. 2.15, 2.18). Біля одного борту коефіцієнт розпушування становить 1,0025, у іншого – 1,050, що підтверджує наявність складкоутворювального процесу обмеженого розповсюдження по ширині виробки.

Вперше виділені зони розрушування порід в залежності від ширини виробки та міцнісних властивостей порід характерні за розпушуванням порід зони по глибині: до 1,5...2 м, і від 2...3 м до 4...5 м. Кожна з цих зон розпушується з характерними особливостями за величиною. Так зона до 1,5...2 м має коефіцієнт розпушування  $K_p = 1,24...1,33$ , зона на глибині від 2 м до 4...5 м має  $K_p = 1,02...1,10$ . Однак є випадки, коли на глибині 5 м зафіксовано розпушування  $K_p = 1,17$  (рис. 2.19), що вказує на нерівномірний характер руйнування порід в підшві виробки за глибиною.

Період інтенсивного розпушування порід до глибини 1,5 м складає 15–40 діб, до глибини 3 м – 40...60 діб, порід до глибини 5 м – 80...160 діб. Швидкість розпушування в період інтенсивного деформування порід зони I складає 10...15 мм/добу, зони II – 0,2...5 мм/добу.

## 2.5 Результати досліджень руйнування порід під впливом гірничих робіт

Вивчення впливу гірничих робіт на деформування масиву було виконано на основі систематизації та аналізу результатів щомісячних

маркшейдерських нівелювань контуру основних підготовчих виробок на діючих горизонтах досліджуваних шахт. Визначення типізації процесу деформування виробок за станом відбувалося, якщо показники деформування контуру виробки (вертикальна та горизонтальна конвергенції) мали близькі рівні в межах виділеного діапазону зрушень порід і цей діапазон підтверджувався на значній довжині виробки, при цьому випадкові неспівпадіння показників не враховувалися і вилучалися з аналізу.

За проаналізований період (від 3 до 8 років підтримання) було типізовано три характерних процеси деформування масиву навколо виробок: усталеної конвергенції порід (1–20 мм/міс.), інтенсивний (100–500 мм/міс.) і розвитку-затухання (20–100 мм/міс.). Визначено період дії процесів: інтенсивного деформування – від 6 до 24 міс., розвитку-затухання – від 2 до 6 міс.

Встановлено, що в існуючих навколо виробок областях руйнування порід може бути ініційований розвиток зон руйнування порід дією геотехнічних збурень (проведенням паралельної виробки, впливом опорного тиску від лави, виконанням перекріплення або підривання порід тощо). Приклад розвитку зони підвищеного гірського тиску наведений на рис. 2.20, де початок інтенсивного періоду поклав спорудження збіжок 7 та 8 між паралельними магістральними виробками 1 і 2. Після початкового періоду (червона фігура) послідовний розвиток зон (коричнева, жовта та зелена лінії) ініціювався виконанням ремонтних робіт з підривання і перекріплення з вийманням зруйнованих порід контуру (до 3000 м<sup>3</sup> на рік у кожній магістральній виробці).

Інший випадок наведений на рис. 2.21, де посіченість масиву виробками (більше 30 % площі нашарування порід) надала підстави для існування двох зон підвищеного гірського тиску (червоні фігури). Потрапляння цих ділянок масиву в зону впливу опорного тиску при підході 806 і 810 лав (ліва фігура) та 812 і 814 лав (права фігура) створили умови для

інтенсивного періоду розвитку руйнування навколо виробок (жовта і зелена лінії).



Рисунок 2.20 - Схема виникнення зони підвищеного гірського тиску в мережі гірничих виробок шахти Західно-Донбаська



Рисунок 2.21 - Схема розвитку зони підвищеного гірського тиску в мережі гірничих виробок під впливом видобувних робіт на шахті Західно-Донбаська

Для визначення зони впливу лав було проведено інструментальні спостереження за деформуванням порід у межах створу під час наближення лави до магістральної виробки (рис. 2.22 і рис. 2.23).

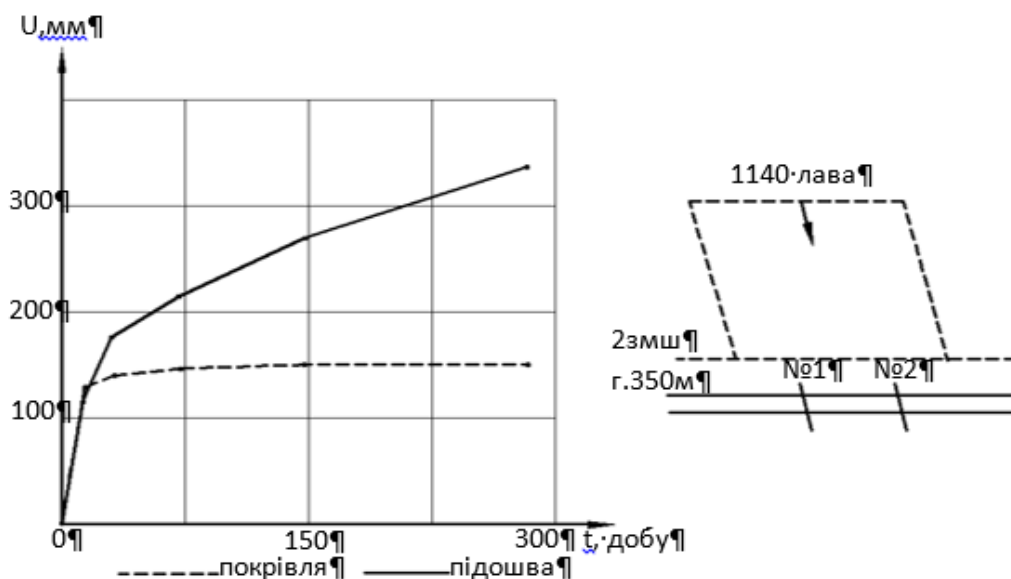


Рисунок 2.22 - Зміщення порід в західному магістральному відкатному штреку №1 гор. 370 м у створі 1140 лави (ПК118-1,2 м)

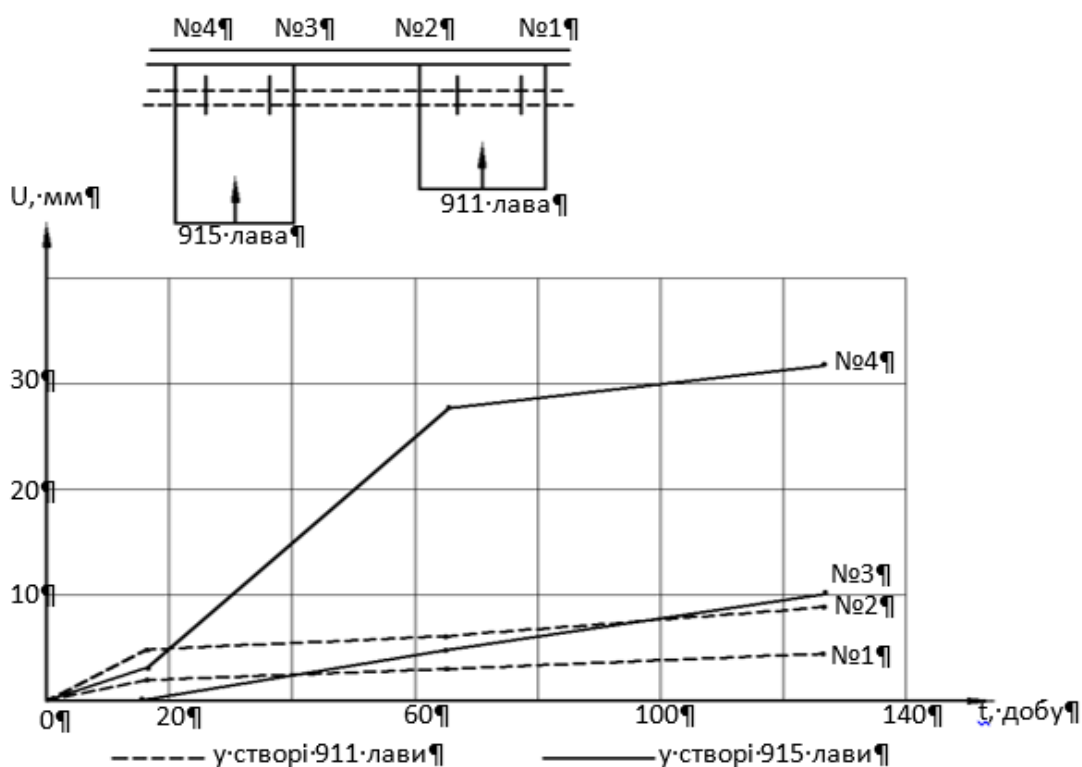


Рисунок 2.23 - Зміщення порід у східному магістральному вентиляційному штреку гор. 480 м у створах 911 та 915 лав

Ці спостереження за зміщенням вміщуючих порід у зоні впливу очисних робіт проведені за різного положення штреку відносно

відпрацьованого пласта: по пласту (рис. 2.22); у 20 м нижче пласта (рис. 2.24) – по шахті ім. Героїв космосу; в 4...5 м вище пласта (рис. 2.23) – по шахті Західно-Донбаська. Схема виробок у зоні впливу лав показана на рисунку 2.24.

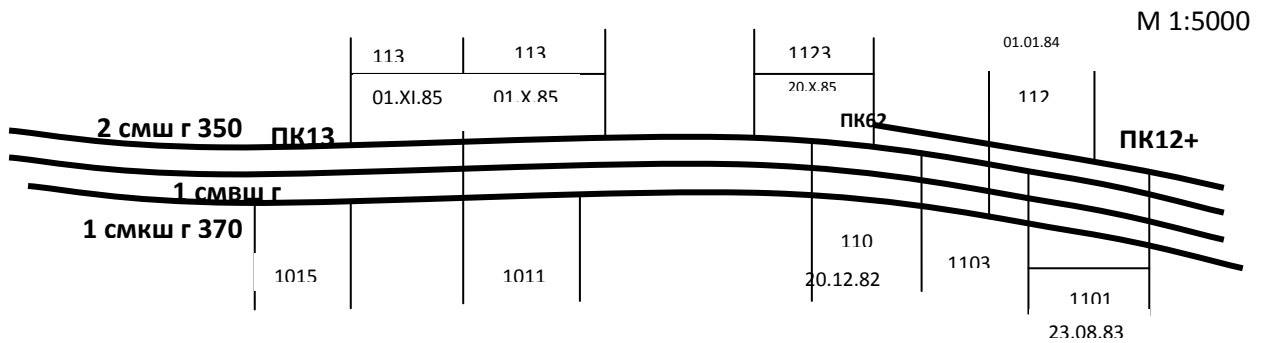


Рисунок 2.24 – Схема виробок шахти ім. Героїв космосу в зоні впливу лав

Максимальне зростання інтенсивності здимання у виробці відбувається за розташування магістрального штреку з перетином вийманого пласта. Результати спостережень, проведені в західному магістральному штреку гор. 350 м (рис. 2.22) показали, що інтенсивність здимання за фронтального підходу очисного вибою зростає в 2,0...2,5 рази. В той же час спостерігається збільшення швидкості опускання порід покрівлі також у 2 рази. Але абсолютна величина зміщення порід підосви у 4 рази вище, ніж для порід покрівлі.

Період інтенсивного впливу гірничих робіт у лаві складає 7–8 місяців.

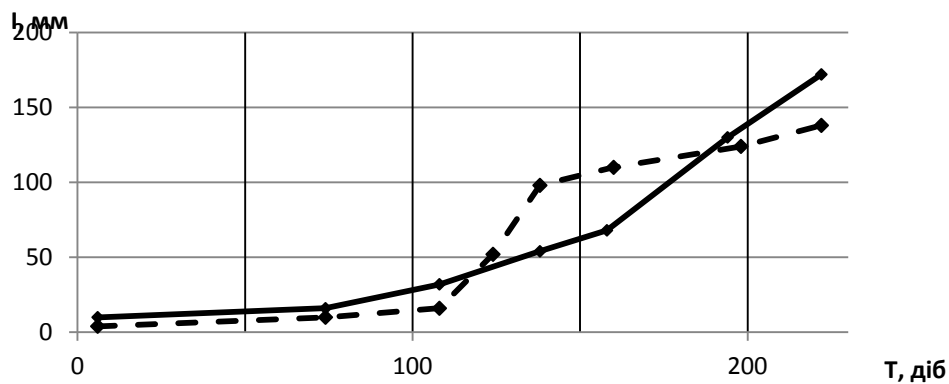
Через значне здимання порід на ділянці магістральної виробки в створі лави вимагається проведення значних ремонтних робіт. Міжремонтний період складає в середньому 5,5 місяців.

У другому випадку (рис. 2.23) впливу опорного тиску наближеної 1140-ї лави практично не було помітно. Захисну роль тут виконав західний магістральний штрек № 2 гор. 370 м.

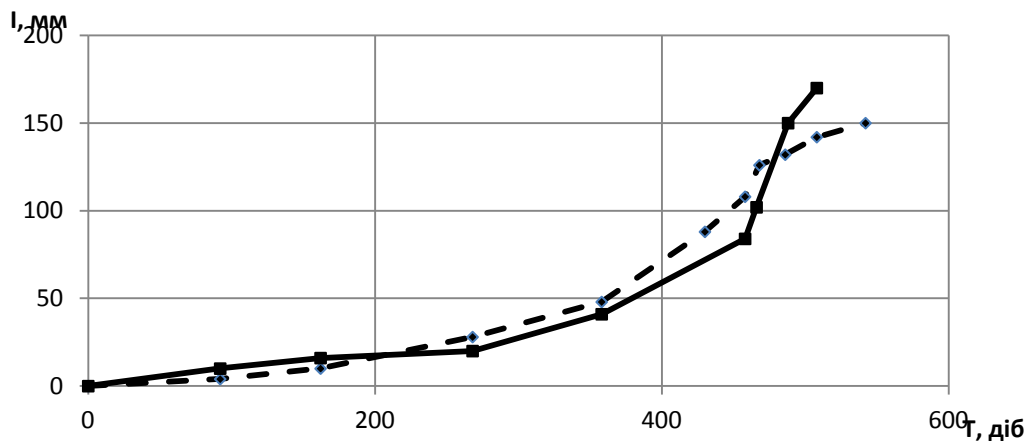
Не виявлено істотного впливу на величину зміщень порід і у східному магістральному вентиляційному штреку гор. 480 м шахти Західно-Донбаська при підході 911 та 915 лав. Збільшення величини здимання за підходу лав



становить близько 20 мм. Результати спостережень за деформуванням контуру кільцевого кріплення у зоні впливу 812 лави наведено на рисунку 2.25.



а) вертикальна конвергенція



б) горизонтальна конвергенція

(----- з тампонуванням порід, -- -- -- без тампонування порід)

Рисунок 2.25 – Результати спостережень за деформуванням контуру кільцевого кріплення

За результатами спостережень зафіксовано триразове збільшення інтенсивності горизонтальної і вертикальної конвергенції контуру кільцевого кріплення. Узагальнення результатів наведено на рисунку 2.26.

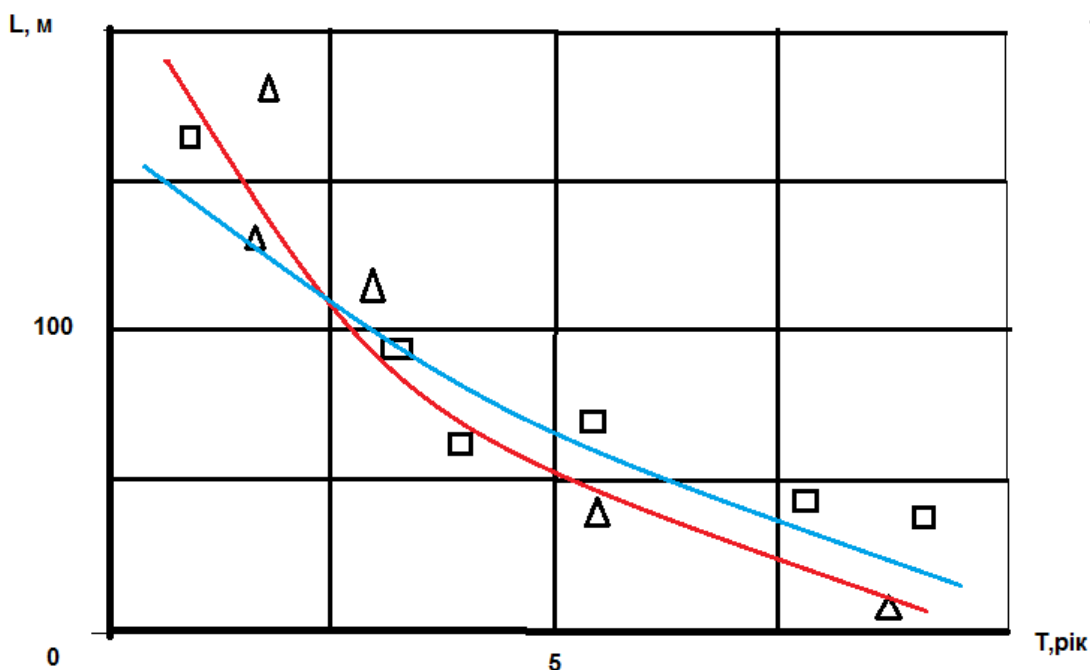


Рисунок 2.26 - Затухання зони впливу після зупинки лави

## 2.6. Аналіз результатів натурних досліджень

За результатами фотометричних обстежень визначені види руйнування порід, встановлено явище наближення порід по підосві. Найбільш поширені форми руйнування порід представлені виникненням крихких форм: у вигляді магістральних тріщин з відривом під впливом розтягуючих напружень; зсувним переміщенням гірських порід. Обидва види руйнування, а також їх комбінування є основними причинами виникнення деформацій порід.

На деформування кріплення впливає зруйнований стан гірських порід, тому потрібно систематизувати численні форми руйнування порід:

1. Розломи та обрушення порід покрівлі.
2. Руйнування бокових порід.
3. Зрушення порід шляхом надлому і обвалення.
4. Ковзання породи під час зрушення.
5. Переміщення порід приконтурної зони.
6. Вивали з покрівлі.

7. Осідання порід покрівлі.
8. Вивал з породної стінки.

З обстежень оголень порід вирізняються первинні (тріщини) та вторинні руйнування (подрібнення). Розшарування шарів обумовлюють відмінності у формах руйнування порід. Вони є причиною ослаблення гірського тиску в паралельних нашарованих гірських породах.

Тріщини, які утворюються у лобі вибою в подальшому продовжують розширюватись. У масивних аргілітах утворюються численні тріщини, відстань між ними суттєво впливає на стійкість контуру. Розвиток тріщин частіше відбувається ковзанням.

Руйнування порід в масиві перед вибоєм утворюється перпендикулярними тріщинами, розташованими під кутом до площини нашарування. У гірських породах тріщини згуртовуються так, що бокові переміщення не відбуваються. Серед інших форм руйнувань порід в склепіннях є тріщини переважно перпендикулярні до нашарування і тріщини під кутом до нашарування.

Жорстке кріплення під тиском порід руйнується розтріскуванням і відколами. Рамне кріплення більш стійке при щільному забутовуванні закріпного простору і витримує тиск гірських порід майже без деформацій. Піддатливе кріплення нерівномірно деформується по контуру виробки.

Інструментальними спостереженнями за розвитком деформацій порід під час проведення виробки встановлено, що руйнування порід починається безпосередньо після їх оголення і одночасно по контуру виробки у вигляді процесу інтенсивного розвантаження від напружень гірського масиву. Варто зауважити, що в умовах перевищення межового напруженого стану масиву інтенсивність деформування контуру у 3,7–4,4 рази вища, ніж у domeжовому напруженому стані. Цей висновок отримано на підставі порівняння результатів спостережень для domeжових умов  $\gamma H/R=0,73\dots 0,88$  (шахта Західно-Донбаська) із замежовими умовами  $\gamma H/R=1,13\dots 1,24$  (шахта ім. Героїв космосу) (табл. 2.2). Причому більша міцність оточуючого масиву

(14...17 МПа) відповідала більшій глибині закладання станцій спостереження на шахті Західно-Донбаська (480 м), в той же час за глибини закладання станцій на шахті ім. Героїв космосу 350–370 м міцність масиву складає 8...9 МПа. Для порівняння у таблиці 2.2 наведені дані для сусідньої шахти «Благодатна» за інформацією маркшейдерських нівелювань контуру виробок.

Як показує порівняння результатів у таблиці 2.2 за умови середньої стійкості порід  $\gamma H/R=0,3-0,48$  (шахта «Благодатна») інтенсивність вертикальної конвергенції порід та період розвитку первинного гірського тиску у 2 рази менше, ніж для умов нестійких порід  $\gamma H/R=0,7-0,8$  (шахта Західно-Донбаська). У свою чергу, в умовах замежового стану порід  $\gamma H/R=1,1-1,2$  (шахта ім. Героїв космосу) ці показники також у два рази вищі, ніж для попередніх умов.

Таблиця 2.2 - Показники вертикальної конвергенції порід

Шахта	Глибина, м	Міцність порід, МПа	Період первинного гірського тиску			Період усталеного гірського тиску	
			інтенсивність конвергенції порід, мм/добу	період, днів	загальні переміщення, мм	інтенсивність конвергенції порід, мм/добу	загальні переміщення, мм
ім. Героїв космосу	350–470	6–27	9,5–31,0	20–48	187–1434	0,28–1,6	328–1684
Західно - Донбаська	450–585	11–38	5,5–24,4	12–27	68–690	0,14–0,75	125–1150
Благодатна	140–160	8–12	2,7–4,5	9–18	26–106	0,08–0,11	90–160

Початкове зближення порід склепіння та підосви проходить зі швидкістю 80–100 мм/добу, боків 20–30 мм/добу і представляється у вигляді єдиного процесу деформування порід навколо виробки в результаті граничного напруженого стану порід масиву.

Максимальна інтенсивність переміщень породного контуру має місце безпосередньо у вибої і затухає зі збільшенням відстані до нього, що дозволяє віднести ці умови до III типу деформування порід [4]. Шпилястий характер змін швидкості переміщень вказує на деформування з розривом суцільності порід. Вплив вибою розповсюджується на 10–30 м виробки.

Переміщення контуру порід в склепінні загасають до встановленої швидкості через 10–30 діб після проведення, в боках – через 30–60 діб, у підошві – через 70–120 діб, що підтверджує заключний характер здимання порід в єдиному процесі деформування порід навколо виробки. Здимання порід дуже нерівномірне в поперечному перерізі виробки (180–600 мм), має тривало загасаючий характер (більше 800 діб), супроводжується безперервним зближенням бокових порід, що засвідчує їх взаємопов'язане деформування. В подальшому проходить відрив стійок від контуру порід в боках і руйнування вузлів піддатливості кріплення КМП-А3.

За наявності в склепінні виробки шарів порід різноманітної міцності спостереженнями зафіксовано, що деформації порід відбуваються менш інтенсивно і загасають швидше із можливою стабілізацією переміщень за досягнення фронтом розшарування у склепінні шару більш міцних порід, але під час виникнення руйнування порід в боках знову інтенсифікується процес розшарування порід покрівлі в глибину масиву, що призводить до повторного руйнування бокових порід на більшій глибині в масиві. Цей взаємозв'язок руйнування порід в покрівлі та бокових породах зафіксований як періодичний (3–4 рази) і взаємопов'язаний у часі як послідовність руйнувань порід покрівлі і порід в боках виробки. Можна визначити, що розвиток розшарування порід покрівлі створює додаткове концентрування напружень в бокових породах за рахунок консольного зависання порід покрівлі. Як наслідок цього зависання порід виникає руйнування порід в боках, що призводить до збільшення ширини оголення порід покрівлі (прольоту оголення), що, в свою чергу, інтенсифікує процес розшарування порід покрівлі. Взаємопов'язана послідовність руйнувань у покрівлі і боках

вказує на виникнення автоколивального процесу розвитку руйнування навколо виробки. Здимання порід у цьому випадку більш рівномірне по ширині перерізу і менше по величині. Співставленням переміщень глибинних реперів підосви, розташованих у масиві в протилежних боках виробки (рис. 2.9), встановлено, що деформування порід масиву супроводжується утворенням складок із нерівномірним розпушенням шару товщиною 4 м по ширині перерізу (коефіцієнт розпушення 1,0025–1,05) та в глибину масиву ( $K_p = 0,01$ –1,1); по осі складки коефіцієнт  $K_p = 1,24$ –1,33, а в середньому для масиву 1,1.

Узагальненням результатів спостережень на семи глибинних станціях виокремлено дві характерні зони деформування порід: до глибини 2–3 м та більше 3 м. Порівняння показників деформування порід наведено в таблиці 2.3 та на рисунку 2.27.

Таблиця 2.3 - Класифікація зон руйнування за показниками

Глибина закладання порід в масиві, м	Швидкість підйому порід, мм/добу	Період інтенсивного розпушення, доба	Ступінь розпушення порід	Швидкість розшарування порід, м/добу	Встановлено на швидкість підйому, мм/добу
(0-0,5)–(2-3)	9,5–15	15–60	1,1–1,3	0,8–1,2	0,75–1,5
(2-3)–(4-5)	0,2–5	80–160	1,02–1,1	0,06–0,2	0–0,2

Характер деформування порід покрівлі в початковий період подібний до характеру деформування порід підосви. В подальшому підпір кріплення має стабілізуючу дію на процес зміщення порід покрівлі.

У першій зоні відбувається утворення складок, в другій – вертикальне розпушення порід. За період інтенсивного деформування (80–160 діб) частка участі порід характерних зон в здиманні масиву відповідно близько 70 та 30 %. Поза зоною впливу очисних робіт тривалий характер здимання обумовлений тривалим складкоутворенням порід до глибини 2–3 м. Максимальна глибина здимання, зафіксована інструментальними

спостереженнями та підтверджена дослідженнями породних оголень, становила 5–7 м.

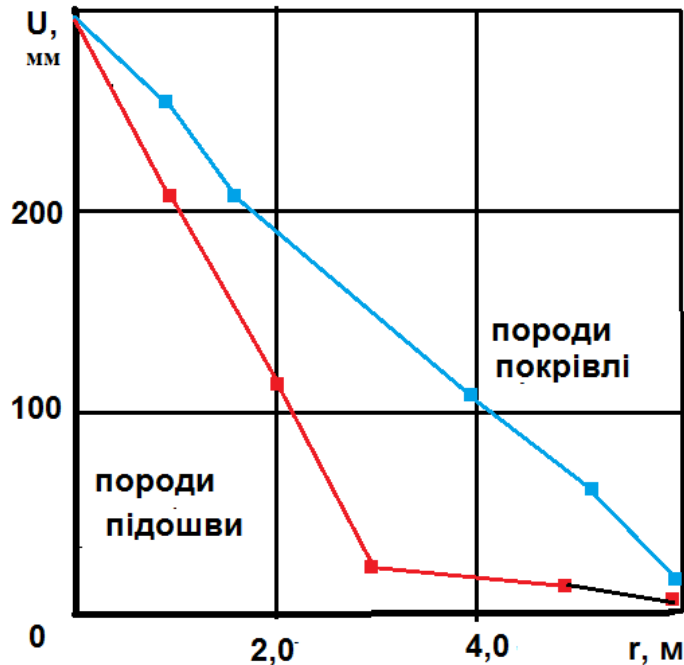


Рисунок 2.27 - Порівняння показників руйнування порід у покрівлі та підшви залежно від відстані в глибину масиву

Візуально виявлено, що, окрім шатрового, підняття приконтурного шару порід супроводжується пошаровим зсувом і нагромадження порід з виділенням пластових окремоностей до глибини 2–3 м. У боках виробки зафіксовано руйнування порід на окремі блоки різної форми, що обумовлено гранично напруженим станом масиву. Встановлено наявність стрибкоподібного характеру зміщень глибинних реперів у приконтурних породах боків виробки (рис. 2.17), що поряд з монотонними зміщеннями бокових порід свідчить про різну форму їх блоків в боках виробки. Порівняння графіків на рисунку 2.18 та 2.19 свідчать, що величина та інтенсивність здимання порід залежать від зміщення порід в боках, причому більшим зміщенням бокових порід відповідає більше здіймання порід (наприклад, для реперів у суміжних породах покрівлі та боків на глибині 1,5 м). Зазначений дискретний характер зсувів бокових порід викликаний

зануренням блоків гострої форми у підстилаючі породи. Під дією переміщення бокової грані породного блоку за його вертикального опускання відбувається пошаровий зсув порід масиву. Ця форма блоків зафіксована на шахті Західно-Донбаська (розд. 2.2). Узагальнюючи отримані результати, механізм деформування масиву можна уявити як руйнування гранично напружених порід у боках виробки на блоки різної форми, занурення їх у підстилаючі породи масиву, пошаровий зсув порід зі взаємопроникненням і нагромадженням зруйнованих порід у підшві, з наступним витисненням зруйнованих порід в порожнину виробки. Новизна представленого механізму здимання порід масиву підтверджується в роботі [5], тобто деформаційний процес охоплює раніше недосліджуваний тип V, що передбачає первинне руйнування порід в боках від стискаючих напружень і вторинне – в склепінні від розтягуючих. Представлена фізична модель здимання порід прийнята за основу для математичної інтерпретації явища.

З огляду на отримані результати дослідів механізм руйнування порід на шахтах Західного Донбасу можна представити таким чином.

Під час проведення окремої виробки конфігурація зони концентрації напружень попереду вибою охоплює значну область порід. Величина напружень в ній досягає  $(4-6) \gamma H$ , причому залежить від швидкості проведення виробки, тому що швидкість проведення визначає інтенсивність навантаження порід. Породи перед вибоєм проходки знаходяться в об'ємно стиснутому напруженому стані і за досягнення напруженнями вказаного рівня під час підходу вибою виникає розвантажуюча дія площі оголення порід лоба вибою, порушується суцільність порід по площинах послаблення.

Найбільш ймовірними поверхнями послаблення цих порід є площини нашарування і кліважу, тому що вони мають найменше зчеплення порід через наявність органічних присипок, детриту по нашаруванню і порушення структури від кліважних тріщин. В об'ємі зруйнованих порід ці площини формують пластову окремість з розмірами відповідно товщини шару за



потужністю, густини тріщин за двома взаємоперпендикулярними напрямками кліважу. Однак розкриття тріщин із виділенням пластової окремості відбувається під час потрапляння в зону розвантаження, що знаходиться в породах, які складають безпосередньо контур оголення виробки.

За руйнування порід вибою відбувається оголення по площині підосви. Це створює напрямок розвантаження для деформування порід і переводить їх з об'ємного напруженого стану в одноосьовий. Деформування порід відбувається інтенсивніше у напрямку найменшого опору, яке перпендикулярне площині нашарування порід. Внаслідок тонкошаруватої структури порід Західного Донбасу деформування порід відбувається інтенсивно і розповсюджується в глибину порід, тому що під час руйнування поверхневого шару утворюється наступна площина розвантаження для порід нижнього шару і вигинаючі навантаження прикладаються до нього. Інтенсивність розповсюдження руйнування вигином в глибину зменшується, тому що концентрація напружень спадає.

Під час руйнування суцільності шарів відбувається їх розвантаження під напруженням, що призводить до розкриття тріщин, які виділяють пластову окремість. Зі збільшенням кількості зруйнованих шарів і розкриттям тріщин пластових окремоностей створюється зона розвантажених порід у підосві виробки. Вона представляє собою розподілену площину оголення, тож напрямок розвантаження для порід в боках виробки, де до цього моменту часу утворилась зона концентрації напружень від зависання порід покрівлі над виробкою. В бокових породах виникають значні напруження від бокового розпору порід. Наявність вуглистої або слюдистої присипки по площинах нашарування зменшує тертя шарів один відносно другого в напрямку площі оголення. Відносно нерівномірний зсув шарів відбувається внаслідок нерівномірного розвантаження порід від створення нерівномірно розподіленої площини оголення. Пошарове видавлювання породи з-під бортів виробки в напрямку площини оголення призводить до

інтенсивного наближення боків виробки, що деформує породи у вигляді підняття зруйнованих шарів «шатром».

Якщо стійки кріплення встановлювалися в заглибленнях або у безпосередній підшві залягає монолітний шар більш міцних порід, тоді відбувається плоске підняття підшви. Тріщини в міцному шарі з'являються по краях виробки, а через період часу, коли міцність шару на вигин зменшиться, відбувається його асиметричний розлам.

Пошарове видавлювання порід відбувається по площинах послаблення, що разом зі створюваним розвантаженням породи у вибої виробки і горизонтальному стисненні шарів відбувається їх закрут до площини оголення, тобто до підшви виробки. У процесі закруту відбувається перемішування і подрібнення шарів на менші окремі частини, причому порожнини заповнюються роздробленою породою. Інтенсивність пошарового видавлювання пропорційна швидкості концентрування напружень у боках виробки, яке, у свою чергу, залежить від розшарування порід покрівлі.

Таким чином, під час проведення виробки виникають два типових процеси деформування порід поздовжньо-поперечним вигином і пошаровим видавлюванням. Кожен з них можна охарактеризувати своєю схемою прикладання навантажень (вигин затиснутої балки і видавлювання жорсткого штампа) у вигляді характерної деформації (вигин і зсув), швидкість навантаження (швидкість проходки і швидкість розшарування порід покрівлі) і глибиною розповсюдження цього деформаційного процесу (в породах основної підшви і породах безпосередньої підшви). Однак процес деформування порід на цьому не закінчується, тому що руйнування шарів вигином не припиняється, а продовжується, хоча і з меншою інтенсивністю. Це пов'язано з характерною особливістю деформування порід Західного Донбасу.

В процесі деформування виробки руйнування шарів вигином хоча і продовжується з невеликою інтенсивністю, але охоплює значну область порід. Цьому сприяють низькі значення міцності на вигин внаслідок

тонкошарової будови порід. Вельми низькі значення швидкості навантаження порід масиву відповідають низьким значенням здимання порід за підтримки виробки в масиві, на цей момент вибій виробки віддаляється на значну відстань і його вплив несуттєвий. Відбувається неоднорідний по ширині виробки підйом порід, причому порода, потрапляючи в зону розвантаження, розкладається на пластові окремість, які виділені нерозкритими тріщинами послаблення. Цей процес підйому розшарованої товщі порід масиву в умовах Західного Донбасу є незатухаючим, якщо в підошві виробки відсутній потужний шар міцних порід, для яких довготривала межа міцності на вигин достатня, щоб попередити руйнування шарів і розповсюдження деформувань у глибину масиву. Це вказує на єдину природу процесів здимання порід і розшарування порід покрівлі, зафіксоване під час перекріплення і підривання порід, що підтверджує єдність процесів деформування порід навколо виробки.

Первинний процес розшарування порід розповсюджується у покрівлі і в підошві на глибину 1,5 м. Аналогічно відбуваються переміщення реперів, встановлених на цих глибинах у покрівлі і в підошві.

Вплив води на процес здимання неоднозначний. Під час потрапляння води у виробку з покрівлі чи від тампонажу через систему тріщин в зруйнованій породі вона повністю руйнує глинясту породу на частинки. Ця пульпа з частинок виконує роль «змащування», яке полегшує ковзання між шарами, зернятами, окремістями. Водночас зчеплення між шарами зменшується в десятки разів, а тертя при зсуві шарів один відносно другого відсутнє. Таким чином вільна вода посилює здимання порід.

З другого боку, поровий тиск води знімає з твердого скелета породи частину всебічного тиску. Враховуючи водотривкий характер глинистих порід у масиві, можна вважати, що величина порового тиску води в 2,5–3 рази менше статичного, що сприяє розвитку пластичного деформування порід.

Встановлення відкритого кріплення впливає на здимання порід опосередковано через швидкість розшарування порід покрівлі. Стиснення боків виробки в процесі пошарового видавлювання охоплює стояки кріплення всередині виробки. Відбувається поворот стійки кріплення, причому замкове з'єднання використовується як вісь повороту. Момент обертання прикладається до стійки по площині підосви виробки і на замкове з'єднання діє зусилля множене на довжину стійки, як на плече важеля. Це призводить до прогину планки, зриву гайок, розриву СВП у верхній частині стійок, що тягне за собою порушення працездатності всієї рами кріплення.

Встановлення замкнутого кріплення за прийнятою у Західному Донбасі технологією, виконується після первинного підривання порід на глибину 1,0–1,5 м. Наявність замкнутого кріплення перерозподіляє напруження навколо виробки. Створення опору кріплення у підосві виробки зменшує інтенсивність деформаційного процесу порід масиву, тому що скорочується площа оголення, а це зменшує ступінь деформування порід в цьому напрямку.

Під час потрапляння підтримувальної виробки у зону фронтального впливу опорного тиску очисного вибою збільшується напруження навколо гірничої виробки. Це відбувається у вигляді збільшення концентрації напружень у боках виробки, що інтенсифікує пошарове видавлювання порід і витискання зруйнованої породи з підосви виробки.

Підривання порід створює нові площини оголень: по підосві та по боках виробки. Відбувається інтенсифікація процесу здимання, особливо пошарового видавлювання, що посилює наближення стояків кріплення і опускання порід покрівлі (вигин верхняка). Узагальнюючи розглянуті види деформування порід, можна виокремити три основні форми здимання порід відповідно до характерних їх рис: швидкістю навантаження, схемами прикладення навантажень, переважним видом деформацій, швидкістю підняття порід і глибиною розповсюдження процесу в масиві.

Відповідно до швидкості розшарування порід покрівлі відбувається пошарове видавлювання порід, яке характеризується зменшенням швидкості руху шарів із глибиною згідно зі схемою занурення жорсткого штампа. Деформування відбувається як зсуви шарів один відносно другого, при цьому підняття порід відбувається у вигляді «шатра» зі швидкістю менше, ніж швидкість підняття під час вигину. Глибина розповсюдження пошарового видавлювання обмежена породами безпосередньої підосви.

Розповсюдження в глибину масиву процесу руйнування шарів вигином відбувається з вельми низькими швидкостями навантажень, схема прикладання навантажень аналогічна першій формі і представляє вигин затиснутого шару. Деформування відбувається у вигляді руйнувань шарів вигином, а швидкість підняття порід відповідає напруженому стану масиву і є мінімальною з усіх швидкостей здимання. Рівномірний підйом порід найбільш глибоко розповсюджується і за незгасаючого процесу постійно збільшується під час підтримання виробки

Порівняння очікуваних та фактичних переміщень порід контуру виконано за результатами спостережень на контурних станціях.

Результати спостережень зміщень порід навколо виробок, прийняті для порівняння з очікуваними (розрахунковими) зміщеннями, отримано за замірами на шести контурних станціях: в 1 східному магістральному штреку гор. 350 м, в 2 східному магістральному штреку гор. 370 м шахти ім. Героїв космосу та в 2 східному магістральному відкаточному штреку гор. 480 м шахти Західно-Донбаська між пікетами 146...160. Станції закладено під час проведення штреків у 3...4 м від вибою. Характеристика вміщуючих порід та результати замірів зміщень подано в розділі 2.3. Основні вихідні дані та результати замірів зміщень порід покрівлі, підосви та боків виробок  $U_p$  за термін 1 рік наведено в таблиці 2.3.

Розрахунок очікуваних зміщень вміщуючих порід  $U$  здійснено відповідно до нормативних документів [1, 2]. Розрахункова глибина  $H_p$ , розрахунковий опір порід  $R_c$  за коефіцієнта порушеності масиву  $K_c = 0,75$ ,

типове зміщення порід та розрахункова величина зміщень покрівлі, підосви та боків виробки без кріплення за період експлуатації 1 рік наведено в таблиці 2.3. Відхилення очікуваних (розрахункових) зміщень порід  $U$  від фактичних  $U_{\phi}$  визначається з виразу:

$$\Delta U = \frac{U - U_{\phi}}{U_{\phi}} \cdot 100\% \quad (2.1)$$

Для шахти Західно-Донбаська за величини опору порід стисненню в масиві  $R_c = 20 \dots 27$  МПа розрахункові значення зміщень покрівлі, підосви та боків для незамкнутого кріплення отримали вищі за середні фактичні значення переміщень порід (табл. 2.4).

Для шахти ім. Героїв космосу при опорі порід стисненню значно меншим, ніж на шахті Західно-Донбаська  $R_c = 10,6 \dots 12,7$  МПа, розрахункові значення зміщень порід нижче середніх у розрізі фактичних значень для закріпленої виробки на 42...46 %, а зміщення боків на 31...55 %.

Таблиця 2.4 - Умови залягання порід

Шахта	Виробка	Породи контуру	Глибина, м	Міцність, МПа	Річні зміщення, мм		
					фактичні	розрахункові	похибка
ім. Героїв космосу	СМШ № 1 гор. 350 м	покрівля	350	9,5	229	165	+39
		підосва		8,0	218	303	-43
	СМВШ №2 гор. 370 м	боки	370	9,5	80	83	-4
		покрівля		8,7	231	120	+93
		підосва		8,3	240	451	-47
Західно-Донбаська	СМВШ №2 гор. 480 м	боки	480	8,7	81	181	-55
		покрівля		20,2	224	178	+26
		підосва		15,0	255	150	+59
		боки		20,2	78	45	+73

Під час нерівномірного здимання порід за шириною виробки відхилення розрахункових значень зміщень від максимальних фактичних досягає 70 %, тобто розрахункові значення переміщень втричі нижче максимальних фактичних та в 1,5...2 рази вище середніх фактичних значень. Розрахункові значення зміщень покрівлі нижче виміряних фактичних на 39...92 %. Загальний діапазон похибок складає -55 %...+93 %.

Варто зазначити, що контурні реperi встановлюються з відставанням від вибою штреку на 3...4 м, коли значна частина зміщень контуру покрівлі вже реалізується у вигляді відшарувань порід, налягаючих на кріплення. Тому отримані фактичні переміщення порід покрівлі не можна вважати достатньо достовірними для порівняння з розрахунковими значеннями.

Для покращення точності прогнозування переміщень порід використаємо результати аналітичних досліджень [7, 8]. Залежність переміщень порід на глибині від контуру виробки визначається:

$$u = \frac{0,35}{(1 + 4,5r_*^{1,5})} \quad (2.2)$$

де  $r_*$  – відстань від контуру в глибину масиву, м.

Відносні радіальні зрушення для круглої виробки радіусом  $r$  становить [1, 2]:

$$\varepsilon = \frac{u_r}{r + r_*} \quad (2.3)$$

Пружні радіальні деформації від стиснення становлять:

$$\varepsilon_r = \frac{\gamma H}{E} \quad (2.4)$$

де  $\gamma$  – об'ємна вага, т/м<sup>3</sup>;

$H$  – глибина залягання, м;

$E$  – модуль пружності, МПа.

Для шаруватих порід, схильних до складкоутворення, в роботі [12] запропоновано методику розрахунку часу руйнування ( $t_p$ ) та величину переміщення порід ( $U$ ).

Час руйнування порід визначається з виразу:

$$t_p = \frac{1}{A(n+1)} \left\{ (k\gamma H - p) \frac{r_H^2}{r_p^2} \cos \rho - k\gamma H \left[ \frac{1+c}{k\gamma H} - \frac{k\gamma H - p}{k\gamma H} \cdot \frac{r_H^2}{r_p^2} \right] \cdot \frac{\sin \rho \cos \rho}{1 - \sin \rho} \right\}^{-n} \quad (2.5)$$

де:  $A, n$  – параметри суцільності;

$k\gamma H$  – величина напружень на межі площини;

$p$  – відпор кріплення;

$r_H, r_p$  – радіус виробки та зони руйнування;

$\rho$  – кут внутрішнього тертя;

$c$  – питома сила зчеплення.

Розміри зони руйнування порід визначаються залежно від параметра  $\gamma H/R$  і для глинистих порід становлять:

$$\frac{r_p}{r_H} = 26,7 \left( \frac{\gamma H}{R} - 0,23 \right) + 1 \quad (2.6)$$

Здимання порід для виробки аркового перерізу становитиме:

$$U = D \cdot b + 2K \cdot a \sqrt{D} \quad (2.7)$$

$$\text{при } D = 1 - \frac{\sqrt{r_p^2 - (r_p^2 - r_H^2)K_p}}{r_B^2} \quad (2.8)$$

де  $K_p$  – коефіцієнт розпушування порід;

$K$  – коефіцієнт форми складки;

$b$  – відстань від початку координат до підосви;

$a$  – ширина виробки, м.

Розрахунок зміщень порід  $U$  для умов досліджуваних шахт виконано за допомогою ППП «Надра» [122]. Коригування залежності (2.6) виконано повторними перерахунками за програмою «Надра» на базі результатів натурних спостережень (Додаток 1). Наприклад, рівняння (2.6) для аргілітів матиме вигляд:

$$\frac{r_p}{r_H} = 1,5 \left( \frac{\gamma H}{R_c} + 0,898 \right) + 1 \quad (2.9)$$

Порівняння результатів перерахунку за скоригованим значенням радіуса руйнування  $r_p$  та залежної від нього величини переміщення  $U$



дозволили визначити, що рівень відхилення від фактичних значень не перевищує 18 % (табл. 2.5).

Для спрощення розрахунків доцільно застосувати лінійну апроксимацію графіка переміщень:

$$u_i = u_0 + v_i(t_i - t_0) \quad (2)$$

де:  $u_0$  - переміщення у початковий період, мм;  $t_0$  - час цього періоду, діб;  $v_i$  – середня швидкість зміщень контуру виробки, мм/добу.

Таблиця 2.5 - Порівняння розрахунків порід

Назва виробки	Зміщення порід, м			Похибка, %	
	по [1, 2]	$U$ скоригов.	$U$ фактич.	по [1, 2]	$\Delta U/U$ скоригов.
СМВШ №2 г. 480 м	1,07	0,55	0,46	133	18,0
СМВШ №1 г. 350 м	1,09	0,51	0,47	132	8,5
СМВШ №2 г. 370 м	0,93	0,32	0,34	174	6,0

## Висновки до розділу 2

1. Обстеженням охоплено 80 % виробок шахт ім. Героїв космосу та Західно-Донбаська, причому фотометричне обстеження здійснено з періодичністю 3-5 місяців впродовж року.

2. Капітальні гірничі виробки досліджуваних шахт знаходяться в стійкому стані, однак для їх підтримання виконуються періодичні ремонтні роботи. Основна причина ремонту – руйнування порід.

3. В процесі проведення магістральних виробок по площі породного контуру відбувається інтенсивне руйнування породних відслонень. Причиною цього є гранично напружений стан породного масиву і подальше підтримання виробки здійснюється в зоні зруйнованих порід.

4. Магістральні штреки поза зоною впливу очисних робіт вимагають періодичного перекріплювання, а в зоні впливу видлбутку – значного відновлення. Застосовані конструкції кріплення недостатньо ефективні під час розвитку руйнування порід та повністю втрачають працездатність за

потрапляння в зону впливу робіт по видобутку, причому основною причиною є інтенсивне руйнування порід і втрата стійкості цієї ділянки масиву.

4. Ділянкові штреки поза зоною впливу лави знаходяться в задовільному стані, а при підході лави вимагають встановлення підсилювального кріплення та проведення локального підривання порід.

5. Фактичні переміщення порід навколо магістральних виробок на шахтах ім. Героїв космосу та Західно-Донбаська вище розрахункових в 1,5...3,0 рази, тому нормативні документи для слабометаморфізованих порід вимагають уточнення.

6. В породах підшви магістральних виробок утворюються зони різних форм руйнування порід: пошарового зсуву до глибини 1,5...2,0 м, вертикального розпушування до глибини 5,0...6,0 м. При цьому явище здимання є заключним у процесі руйнування навколоконтурних порід.

7. Інтенсивність переміщень порід в зоні впливу видобувних робіт зростає в 2,0...2,5 рази під час проведення магістральної виробки з перетинанням пласта. Застосування замкнутого кріплення зменшує обсяг здимання порід у 3-4 рази, але не забезпечує безремонтного підтримання виробок у зоні впливу видобувних робіт. Після зупинки лави зона її впливу поступово затухає в сех 6-9 років.

## РОЗДІЛ 3

## ЛАБОРАТОРНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПОКАЗНИКІВ

## МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНИХ ПОРІД

## 3.1. Дослідження міцності порід в масиві

Суттєвою особливістю геологічного району родовищ Західного Донбасу є низький ступінь літологічних перетворень породної товщі, що дозволяє зарахувати гірський масив до слабометаморфізованого. Тектонічна структура цих вугільних родовищ складна та зумовлена блоковою будовою з виположенням моноклінальним заляганням порід, наявністю тектонічних порушень диз'юнктивного типу. У межах шахтних полів широко представлені дрібноамплітудні порушення та зони інтенсивної тріщинуватості [6].

Варто зазначити, що навелені геологічні дослідження показали, що на території вугільних покладів у Павлоградсько-Петропавловському районі речовинний склад у межах кожного літотипу порід практично не змінюється за глибиною залягання і тому не може бути впливовим фактором. Також до специфічних властивостей слабометаморфізованих порід потрібно зарахувати втрату несучої здатності у вологонасиченому стані. Аналіз досліджень, виконаних А.В. Безазьяном [123, 124], показав, що обводнені породи руйнуються переважно без прикладання зовнішніх сил (88 % для аргілітів, 56 % для алевролітів, 11 % для пісковиків).

Для типізації літологічного складу геологічного масиву було проаналізовано результати випробувань з розвідувальних свердловин у межах діючих шахт Павлоградсько-Петропавловського району, з яких до розгляду прийнято результати 2543 зразків з кернавого матеріалу. Загалом

вуглепородний масив розкритий 10 діючими шахтами, тому виконано аналіз структурних розрізів масиву по всій світі пластів ( $C_I \dots C_{II}$ ).

Узагальнено геологічна товща масиву містить такі літотипи: аргіліти – 45 %, алевроліти – 30 %, пісковики – 15 %, вугілля – 8 %, вапняки – 2 %.

За статистичною значущістю (92 %) встановлено, що в безпосередній покрівлі пластів переважно залягають аргіліти (49 %) та алевроліти (34 %). У діапазоні глибини залягання зі 120 до 900 м спостерігається зростання відсоткового вмісту аргіліту, тому узагальнено масив у покрівлі виробок типово представлений аргілітом (65 %), а потім алевролітом (30 %). В основній покрівлі пластів, коли безпосередня покрівля представлена алевролітом (48 %), аргіліт складає 43 % потужності товщі, пісковик – 8 %, якщо безпосередня покрівля складена аргілітом (67 %), тоді алевроліт складає 23 % потужності основної покрівлі, а пісковик – 7 %. Під час залягання пісковика в безпосередній покрівлі основна покрівля представлена на 50 % аргілітом, на 34 % алевролітом і на 16 % пісковиком.

Безпосередня підшва пластів найчастіше представлена аргілітом (76 %), нижче якого залягають алевроліти (13 %) та пісковики (8 %).

Зазначимо, що характерне для цього масиву перевищення міцності пласта порівняно з оточуючими породами досліджено відповідно до місця залягання відносно до пласта (покрівля - підшва). Встановлена така закономірність: за порівняно близьких показниках міцності пласта і порід різниця у міцності порід покрівлі і підшви незначна (4–10 %). За більш міцною, ніж породи пласта, вугілля типовим є більш висока міцність порід покрівлі, ніж у підшві (18–24 %), причому зі збільшенням глибини у 2 рази ця різниця зростає до 25–28 %. Ця закономірність проявляється для усіх типів порід (аргіліти, алевроліти та пісковики) і визначена як типова для порід безпосередньої покрівлі та безпосередньої підшви, тому у подальших дослідженнях враховано місце залягання породи (рис. 3.1). Тіснота зв'язку залежності  $R_c = f(H)$  незначна, розкид значень міцності порід одного

літотипу в межах одного значення глибини змінюється в достатньо широкому діапазоні (від  $10 \pm 5$  МПа).

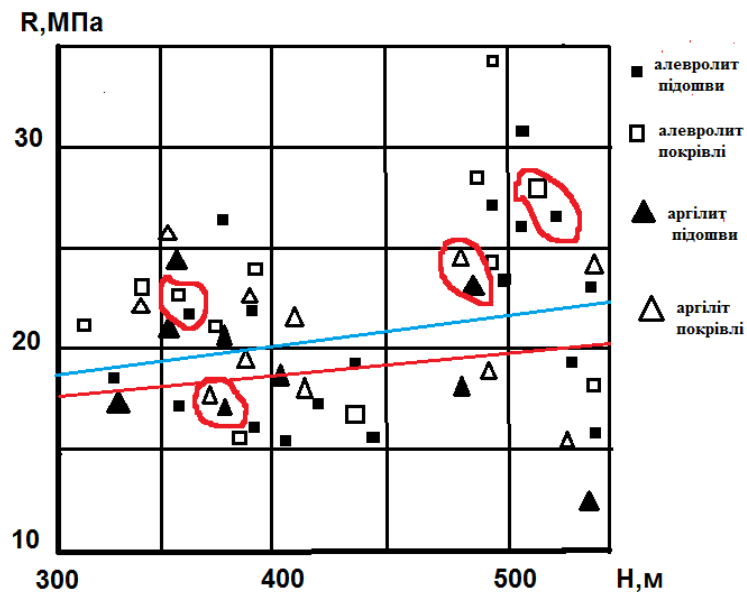


Рисунок 3.1 - Залежність міцності порід від глибини на шахті Західно-Донбаська (синя лінія – породи покрівлі, червона лінія – підшви)

Наступним кроком виконана типізація порід по глибині за міцністю на одновісне стиснення. При глибині залягання до 300 м частка аргілітів міцністю менше 10 МПа становить близько 30 %, на глибині 300–600 м аргіліти міцністю 10–20 МПа є переважаючими (до 60 %), а при глибині понад 600 м становлять до 35 %. Зазначимо, що на глибині більше 600 м збільшується питома вага аргілітів міцністю понад 30 МПа до 12–16 %. Подібний розподіл міцності за глибиною спостерігається і в алевролітів.

Отримані середні значення міцності порід за структурним розрізом дозволили оцінити загальну міцність масиву, однак варто зазначити, що для шахт ім. Героїв космосу, «Благодатна», «Павлоградська» аргіліти та алевроліти мають найменші показники міцності ( $12 \pm 5$  МПа), для шахт «Дніпровська», «Самарська», ім. М.І. Сташкова, «Терновська», Західно-Донбаська міцність порід вище ( $16 \pm 6$  МПа), а на шахтах «Степова», «Першотравнева» ще вище ( $22 \pm 8$  МПа).

Для оцінки напруженого стану масиву було виконано аналіз глибини розробки для діючих шахт (табл. 3.1) і виокремлена група шахт, що перетнули рубіж 300 м і наблизились до глибини 600 м («Степова», ім. Героїв космосу і Західно-Донбаська).

Таблиця 3.1 - Глибини роботи шахт

№	Найменування шахти	Робоча глибина, м	Очікувана глибина, м
1.	«Терновська»	216	370
2.	«Павлоградська»	230	400
3.	ім. Героїв космосу	424	760
4.	«Благодатна»	331	340
5.	«Степова»	400	560
6.	«Юбілейна»	368	500
7.	«Самарська»	195	310
8.	«Дніпровська»	290	500
9.	Західно-Донбаська	567	600
10.	ім. М.І. Сташкова	343	500

Далі товща порід масиву була розрахунково досліджена на відповідне значення геостатичного тиску –  $\gamma H$ . Аналіз зміни параметра стійкості порід показав, що зі зростанням глибини залягання частка стійкого стану порід знижується для всіх літотипів, а частка нестійкого – збільшується, тоді як рівень граничного стану масиву ( $\gamma H = 1$ ) спочатку зростає (до 1,4), а потім знижується до 0,78.

Так на глибині залягання 150 м частка стійкого стану аргілітів та алевролітів з 66 та 80 % знижується до 13 та 36 % відповідно при 300 м, а на глибинах більше 300 м практично відсутня. Таким чином, стійкий стан порід є обмежено переважаючим (50 %) на глибинах: до 150 м для аргілітів, до 200 м – для алевролітів та до 350 м – для пісковиків. Зі збільшенням глибини залягання, частка граничного стану порід спочатку зростає з 34 до 60 % для аргілітів, з 19 до 54 % для алевролітів і з 2 до 69 % для пісковиків, причому їх

мінімальні значення відповідають початковій глибині залягання 150 м, а максимальні – глибинам 250 м, 350 м та 450 м, відповідно. З подальшим зростанням глибини понад 600 м частка граничного стану знижується до 9 % у алевролітів та повністю відсутня у аргілітів, у пісковиків знаходиться на рівні 48–51 %. Відповідно, граничний стан порід є переважаючим (більше 50 %) на таких глибинах залягання: 160–260 м для аргілітів, 200–320 м для алевролітів та більше 350 м – для пісковиків.

Нестійкий стан порід поширюється з глибин більше 200 м для аргілітів та алевролітів і більше 300 м для пісковиків. З глибин 260 та 320 м аргіліти та алевроліти відповідно знаходяться у нестійкому стані.

Достатньо нестійкий стан порід у пісковиків відсутній і спостерігається тільки у аргілітів та алевролітів, причому починаючи з глибин більше 300 м. Криві частки достатньо нестійкого стану аргілітів та алевролітів зі зростанням глибини залягання плавно й монотонно зростають, однак за величиною вони мають підпорядковане значення: до 20 та 15 % на глибинах менше 600 м, і до 30 та 22 % на глибинах 600–1000 м, відповідно, для аргілітів та алевролітів.

Для оцінки впливу, як основних факторів, глибини масиву та міцності порід виконано порівняльний аналіз результатів випробувань зразків з кернових проб геологорозвідувальних свердловин і зразків із шахтних монолітів, які були відібрані у місцях найближчого підсікання гірничими роботами розвідувальних свердловин. Результати випробувань зразків у лабораторії Павлоградської геологорозвідувальної експедиції наведені в таблиці В1(Додаток В).

Хоча послаблення порід нормативно враховують коефіцієнти структури (0,4...0,75) та зволоження (0,4...0,9), однак порівняння результатів випробувань шахтних монолітів і геологорозвідувальних кернів показало необхідність врахування рівня напруженого стану масиву. В цілому спостерігається зростання різниці між шахтними та геологорозвідувальними результатами до 31...48 % при збільшенні глибини понад 300 м, що є

наслідком послаблення порід під час відбору у шахтних умовах. Ці обставини відображають різний стан порід у масиві і при підйомі цього зразка на денну поверхню. У свердловині зразок породи після вибурювання керну знаходиться в напруженому стані, зумовленому гідростатичним тиском стовпа бурового розчину. Під час підняття зразка на денну поверхню розвантаження відбувається поступово у зв'язку з періодичними зупинками для демонтування бурових труб. У шахтних умовах напружений стан зразка нерівнокомпонентний, тому що присутня площа оголення, а його відокремлення від масиву і відповідне розвантаження відбувається практично миттєво. Ця нерівномірність розвантаження шахтного моноліту провокує розвиток мікротріщинуватості, що і фіксується в результаті лабораторних випробувань. Аналіз проведено для восьми шахт об'єднання «Павлоградвугілля» з напруженим станом масиву у діапазоні  $\gamma H/R_c = 0,2 \dots 1,2$ . Для порівняння використано дані 2,5 тис. геологорозвідувальних зразків та 327 шахтних монолітів для літотипів порід на однаковій глибині залягання. Виокремлений граничний стан масиву ( $\gamma H/R_c = 1$ ). Результати порівняння підтвердили залежність послаблення масиву від геомеханічного показника  $\gamma H/R_c$  (рис. 3.2).

Для відомих значень структурного послаблення і втрати міцності під час зволоження зразка отримана залежність впливу геомеханічних умов на коефіцієнт послаблення, яка емпірично описана виразом:

$$K_g = 1/[1 + a(\gamma H / R_c)^m] \quad (3.1)$$

де емпіричні коефіцієнти  $a$  і  $m$  для аргілітів та алевролітів становлять відповідно 0,429 і 3,3 та 0,492 і 3,4.

Довірчий діапазон коефіцієнтів впливу становить 0,98...0,53. Близькі значення емпіричних коефіцієнтів обумовлені наближеним структурним та дійсним складом цих літотипів порід.



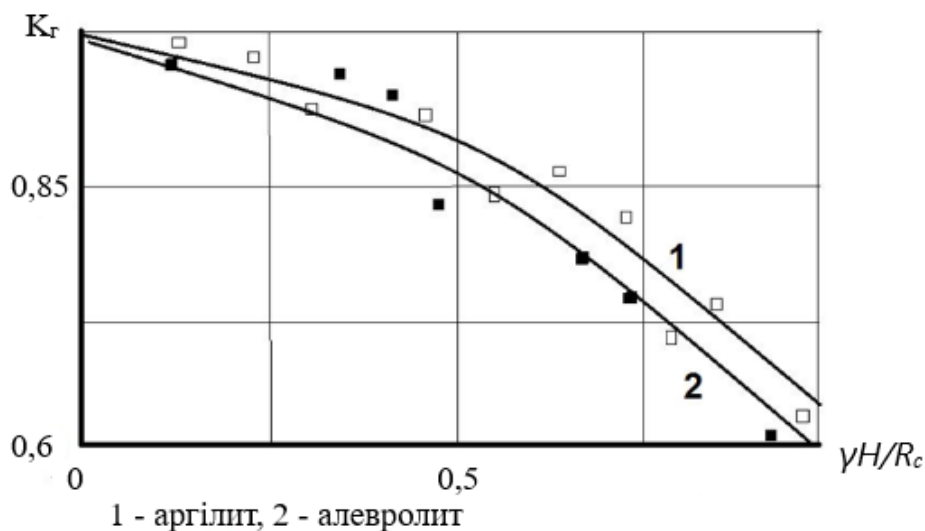


Рисунок 3.2 - Залежність коефіцієнта геомеханічного послаблення порід від показника стійкості породних оголень

### 3.2. Результати міцнісних випробувань порід на одновісне стиснення та розтягнення

Випробування зразків порід проведені в лабораторії механічних випробувань ВНІМІ, до якої були доставлені моноліти, відібрані в шахтних умовах з оголень породних поверхонь, і виготовлені зразки стандартизованих розмірів (діаметр 42 мм, висота – 84 мм). Методика проведення випробувань прийнята за нормативними вимогами. Під час відбору шахтних проб та їх випробуваннях виявлено значну кількість площин послаблення, особливо у дрібношаруватій та перешарованій структурі порід. В більшості випадків площини послаблення утворюють вуглисті або слюдисті прошарки, зчеплення порід за цими площинами незначне (0,1...0,3 МПа) або відсутнє.

Під час розвантаження порід або підвищенні гірського тиску по цим площинам відбувається їх руйнування. В умовах розглянутих шахт площини послаблення зустрічаються з частотою 13...18 на метр, в середньому через 0,05 м.

За результатами випробувань аргіліту міцність при стисненні  $R_c$  становить 5,7...21,1 МПа, алевроліту – 7,3...22,0 МПа, вугілля – 9,1...29,0

МПа, пісковнику – 10,0...89,1 МПа. Середня міцність порід у масиві для шахти ім. Героїв космосу становить– 12 МПа, для шахти Західно-Донбаська – 14 МПа.

Випробування порід на розтягнення залежно від нашарування показують, що границя міцності в цьому випадку змінюється для аргілітів 0,3...1,2 МПа (1,2...2,1 МПа), алевролітів 0,3...1,9 МПа (0,9...2,5 МПа).

Оцінка анізотропності порід здійснена за співвідношенням межі міцності порід паралельно та перпендикулярно шаруватості. За результатами випробувань шахтних проб коефіцієнт анізотропії  $K_{ан}$  становить для аргілітів 1,0...5,3, для алевролітів – 1,1...8,3.

Значення межі міцності породи на розтяг паралельно шаруватості  $R_p^{\parallel}$  було уточнено під час лабораторних досліджень зіставленням значень, отриманих різними методами (бразильським та розколюванням плитами). Середня величина міцності порід на розтягнення перпендикулярно шаруватості за бразильським методом складає 2,89 МПа, розколюванням плитами – 2,81 МПа, тому в подальшому вважаємо  $R_p^{\parallel} = 2,85$  МПа. Результати випробувань на розтягнення перпендикулярно шаруватості, так само, як і випробування зразків із шахтних проб, показали неоднозначні результати залежно від наявності площин ослаблення (табл. 3.3).

Таблиця 3.3 - Результати іспитів на розтягнення

Кількість площин послаблення на 1 м потужності	до 3	10...15	більше 20
Міцність на розтяг без послаблення	2,7... 3,3 МПа		
Міцність на розтяг паралельно нашарування порід	1,3	1,2	1,1
Міцність на розтяг перпендикулярно до нашарування	0,4	0,1	0,01
Ступінь зменшення міцності	1,7...7	2,1...33	2,5....300

Породи масивної будови мають  $R_{p\perp} = 1,31$  МПа, дрібношаруватої – 0,01...0,39 МПа. Коефіцієнт анізотропності порід у цьому випадку становить  $K_{ан} = 7,1$ .

### 3.3. Результати випробувань порід за повною діаграмою

Випробування порід за повною діаграмою проведені в лабораторії механічних випробувань ВНІМІ на приладі БВ-21 (рис. 3.3).

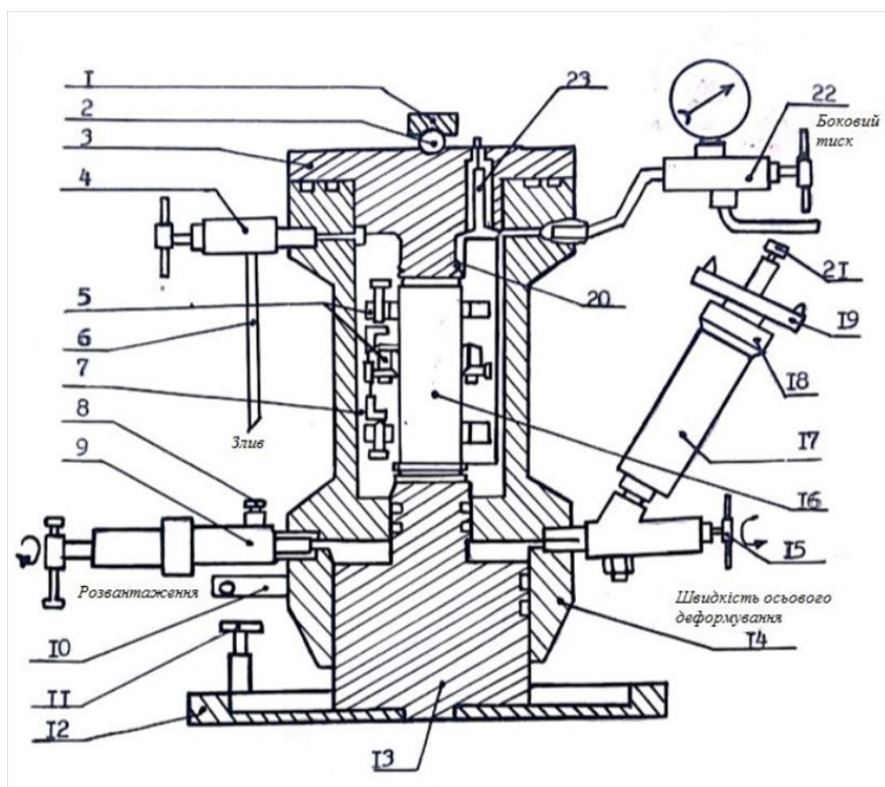


Рисунок 3.3 – Конструкція камери позамежового деформування на приладі БВ-21: 1– підкладка, 2 куля, 3 – кришка, 4 - кран, 5 – датчики, 6 – трубка, 7 – стакан, 8 – голка, 9 – регулятор, 10 – кронштейн, 11 – упор, 12 – піддон, 13 – шток, 14 – корпус, 15 – кран, 16 – зразок, 17 – шприц, 18 – кришка, 19 – маховик, 20 – втулка, 21 – голка, 22 – кран, 23 – електропостачання

Результати випробувань порід на одновісне стиснення залежно від шаруватості наведені на рисунку 3.4, показники властивостей порід наведені у таблиці 3.4.

Аналіз результатів випробувань показує, що міцність порід під час стиснення перпендикулярно шаруватості вище за міцність під час стиснення паралельно шаруватості для миттєвої границі міцності ( $R_c$ ) у 2,5 рази, для тривалої ( $R_\infty$ ) – в 3,4 рази. Міцність порід під час тривалих випробувань знижується у напрямі перпендикулярно шаруватості на 14,7 %, в напрямі паралельно шаруватості – на 37,5 %. Модуль пружності  $E_y$  практично не залежить від напрямку прикладання навантажень та становить 1,1...1,2 МПа.

Таблиця 3.4 - Показники деформування порід

Напрямок навантаження	$R_c$ , МПа	$E_y$ , МПа	$E_g$ , МПа	$\mu$	$M$ , Па	$\epsilon_{\text{пруж}}$ , $10^{-2}$	$\epsilon_1^*$ , $10^{-2}$	$R_{\text{зал}}$ , МПа	$R_\infty$ , МПа
Перпендикулярно шаруватості	19,8	1110,6	624,9	0,36	28636	2,4	4,1	3,5	16,9
Паралельно шаруватості	8,0	1191,7	364,0	0,95	487,7	2,25	3,0	2,2	5,0

Таким чином, основні міцнісні характеристики порід значно нижчі, ніж для шахт Центрального Донбасу. Ця особливість і зумовлює на глибинах 300...500 м на досліджуваних шахтах такі ж переміщення порід, які відбуваються на глибинах 700...1000 м на шахтах Центрального Донбасу.

Модуль деформації  $E_g$  для випробуваних порід достатньо низький  $(0,36...0,62) \cdot 10^5$  Па і залежно від напрямку навантаження порід відрізняється в 1,7 рази. Коефіцієнт Пуассона  $\mu$  відрізняється у 2,8 рази. Характерним для випробуваних порід є значні величини деформацій, так гранична відносна деформація під час одновісного стиснення  $\epsilon_1^*$  становить  $(3,0...4,0) \cdot 10^{-2}$ , що достатньо наближено до значень щільних глин. Пружні деформації  $\epsilon_y$  дорівнюють  $(2,0...2,25) \cdot 10^{-2}$ , що становить відповідно 49 та 75 % від

граничних значень  $\varepsilon_1^*$ . Таким чином, під час навантаження порід вздовж шаруватості зразок деформується більш пластично.

Значна відмінність між деформуванням аргіліту за різного напрямку навантаження спостерігається на позамежовій ділянці. Модуль спаду  $M$  під час навантаження перпендикулярно шаруватості в 59 разів більше, ніж під час навантаження паралельно шаруватості. Таким чином в першому випадку порода майже миттєво втрачає несучу здатність, в той час, як за стиснення паралельно шаруватості її несуча здатність зменшується поступово без видимого розриву суцільності порід (рис. 3.4).

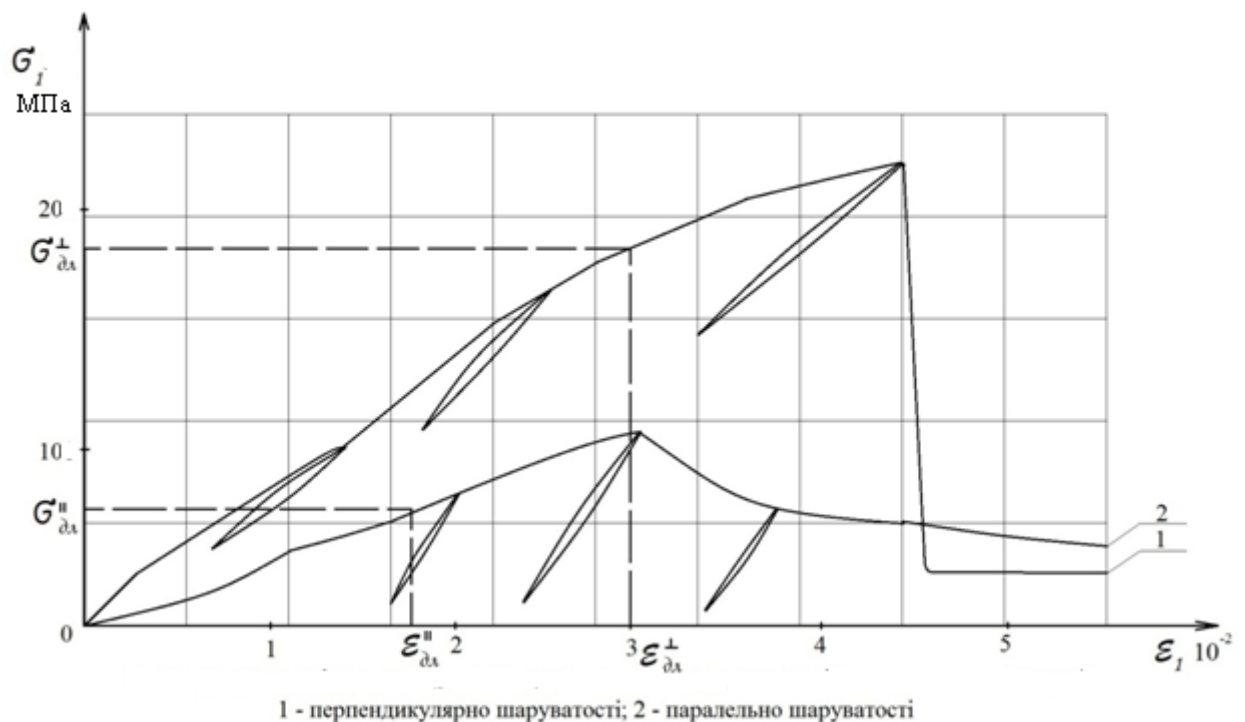


Рисунок 3.4 - Повна діаграма деформування аргіліту залежно від навантаження порід

За деформаційними ознаками можна зробити висновок, що під час стиснення порід перпендикулярно шаруватості руйнування відбувається крихко (розрив суцільності однією або декількома магістральними тріщинами), а під час стиснення вздовж суцільності - пластично.

Додатковим підтвердженням зазначеного висновку є більше значення залишкової міцності  $R_{\text{зал}}$  при стисненні паралельно шаруватості, ніж під час стиснення перпендикулярно шаруватості (в 1,8 рази).

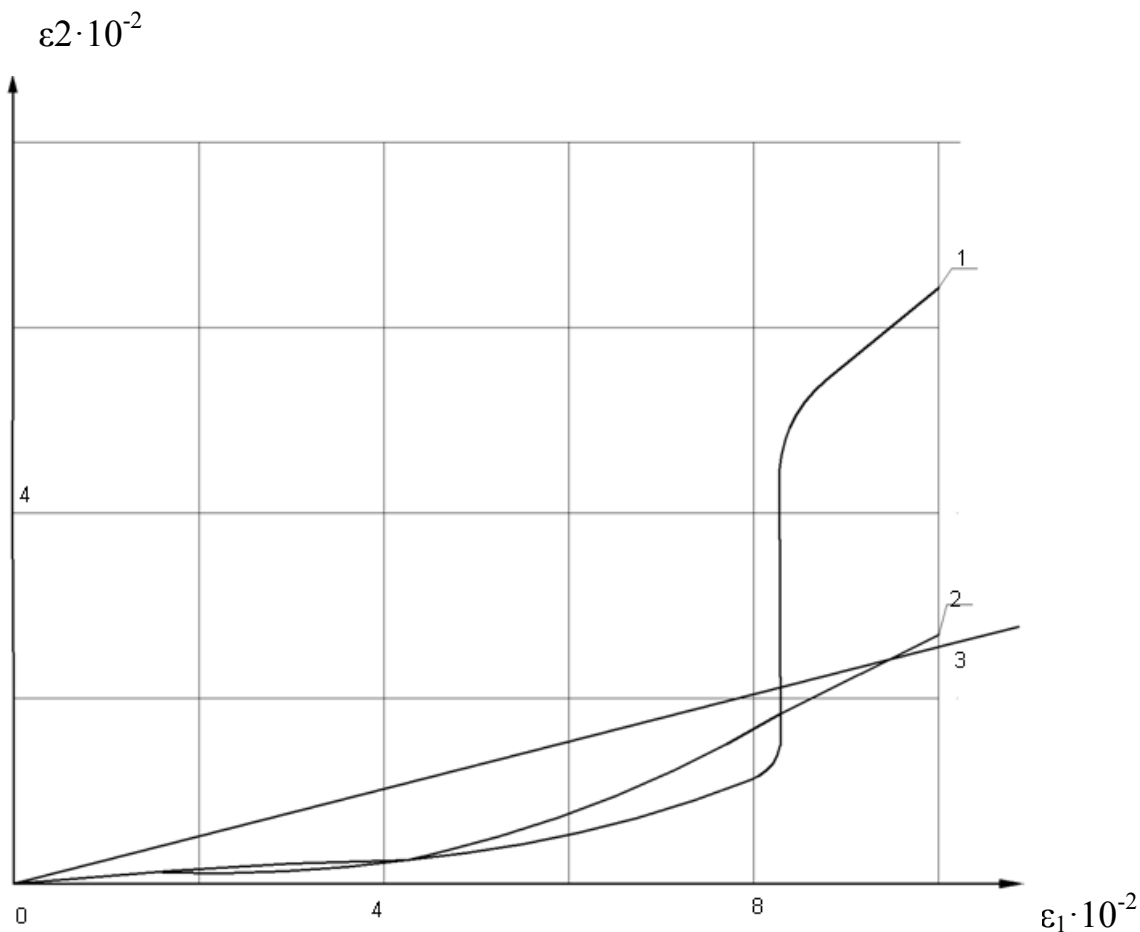


Рисунок 3.5 - Діаграма «поперечна-повздовжня деформації» при стисненні (1 – перпендикулярно шаруватості, 2 – паралельно шаруватості, 3 – лінія постійного обсягу)

Отримані експериментальні діаграми деформування порід математично апроксимовані для порід залежністю між деформаціями та напруженнями у вигляді ступеневої функції:

$$\sigma = b \cdot \varepsilon^x \quad (3.2)$$

Для кожної породи визначаються два коефіцієнти, які зв'язують інтенсивність напружень та деформації (табл. 3.4).

Таблиця 3.4 - Параметри апроксимції діаграми деформування

Породи	$\square$	$b, 10^{-8}$
Вугілля	0,7364	2,6181
Аргіліт	0,3498	2,2783
Пісковик	0,1888	52,678

Для врахування позамежової ділянки запропонована схема лінеаризації діаграми деформування порід, яка наведена на рисунку 3.6.

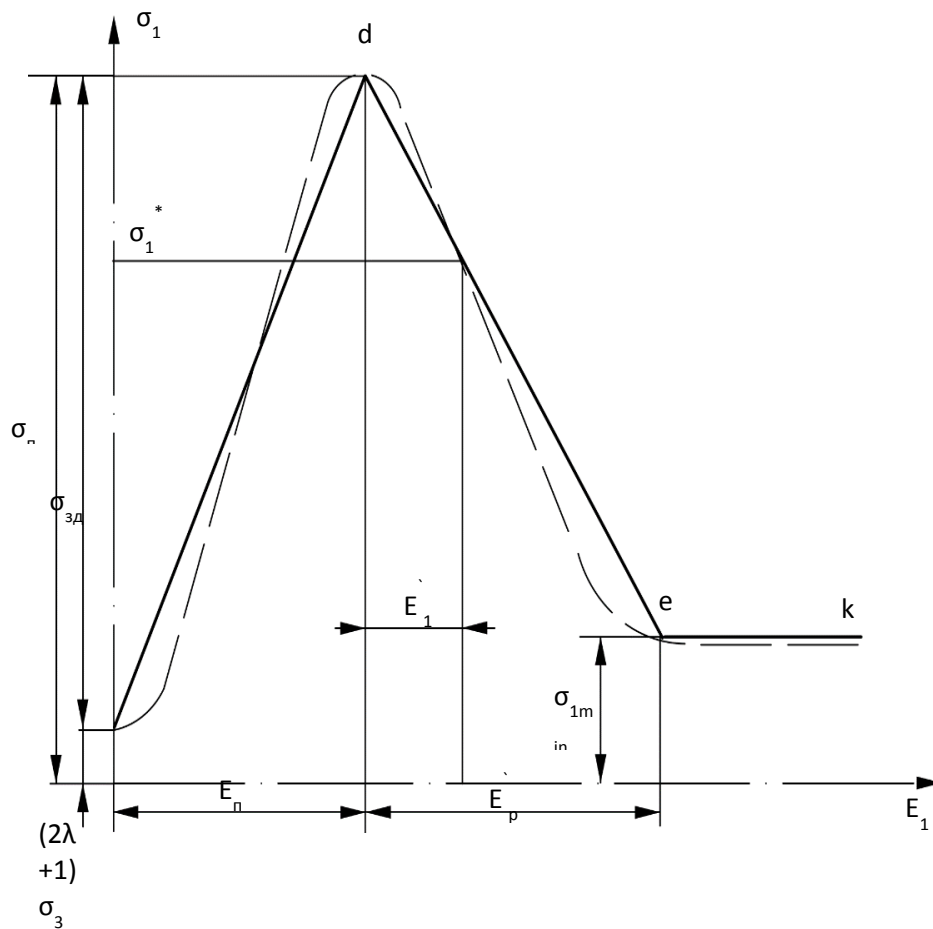


Рисунок 3.6 - Математична лінеаризація діаграми деформування

Результати випробувань аргіліту за повною діаграмою під час об'ємного стиснення перпендикулярно шаруватості подані на рис. 3.7.

Аналіз результатів, наведених на рисунку 3.4, показує, що збільшення бокового тиску  $\sigma_2 = \sigma_3$  приводить до зростання міцності порід (див. розд. 3.1) за додаткового збільшення поздовжніх деформацій  $\epsilon_1$ . Крихкий характер

руйнування порід ( $M \gg E$ ) зберігається до рівня  $\sigma_2 = 16$  МПа ( $3,4 \gamma H$ ), що наближено до значення  $R_c$ . При  $\sigma_2 = 30$  МПа руйнування відбувається пластично ( $M \approx E$ ).

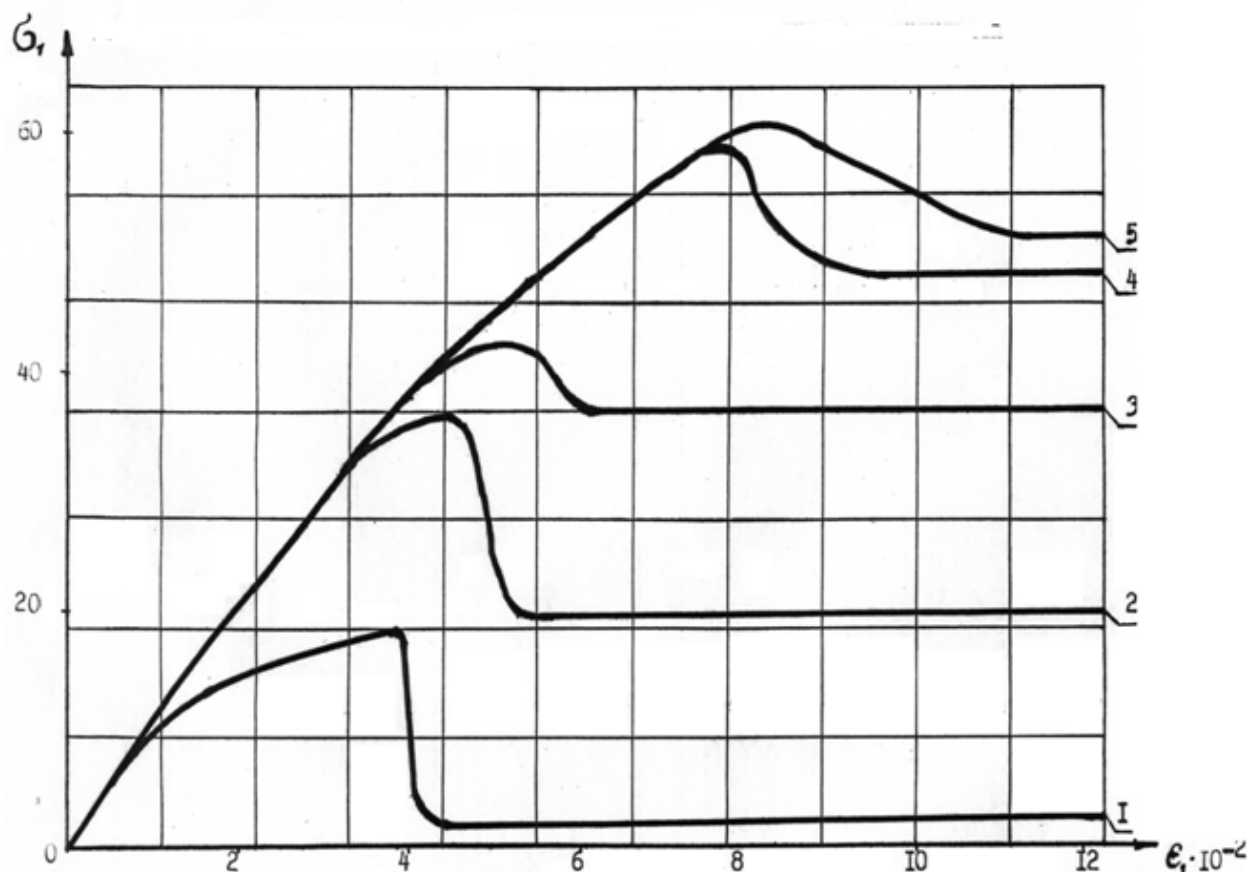


Рисунок 3.7 - Результати повної діаграми деформування при об'ємному стисненні (1-5 – для бокового тиску 0, 0,4 МПа, 4 МПа, 8 МПа, 16 МПа відповідно)

Можна зазначити, що в області діючих значень  $\sigma_1 = \gamma H$  руйнування аргіліту відбувається крихким чином, з утворенням магістральних тріщин.

Зі збільшенням бокового тиску спостерігається зростання граничної поздовжньої деформації  $\epsilon_1$  від  $4 \cdot 10^{-2}$  до  $9 \cdot 10^{-2}$  та значне збільшення залишкової міцності  $R_{\text{зал}}$  від 3,5 до 50 МПа в діапазоні бокового тиску  $\sigma_2$  від 0 до 20 МПа, що відповідає діапазону зміни напружень  $\sigma_2$  в масиві.



### 3.4. Результати випробувань об'ємної міцності порід

Випробування порід за умови об'ємного стиснення проведені в лабораторії механічних випробувань ВНІМІ на стабілометрі БУ-14. Результати випробувань аргіліту наведеі у вигляді графіка  $\tau = f(\sigma)$  та побудовано паспорт міцності породи як обвідної граничних кругів (рис. 3.8).

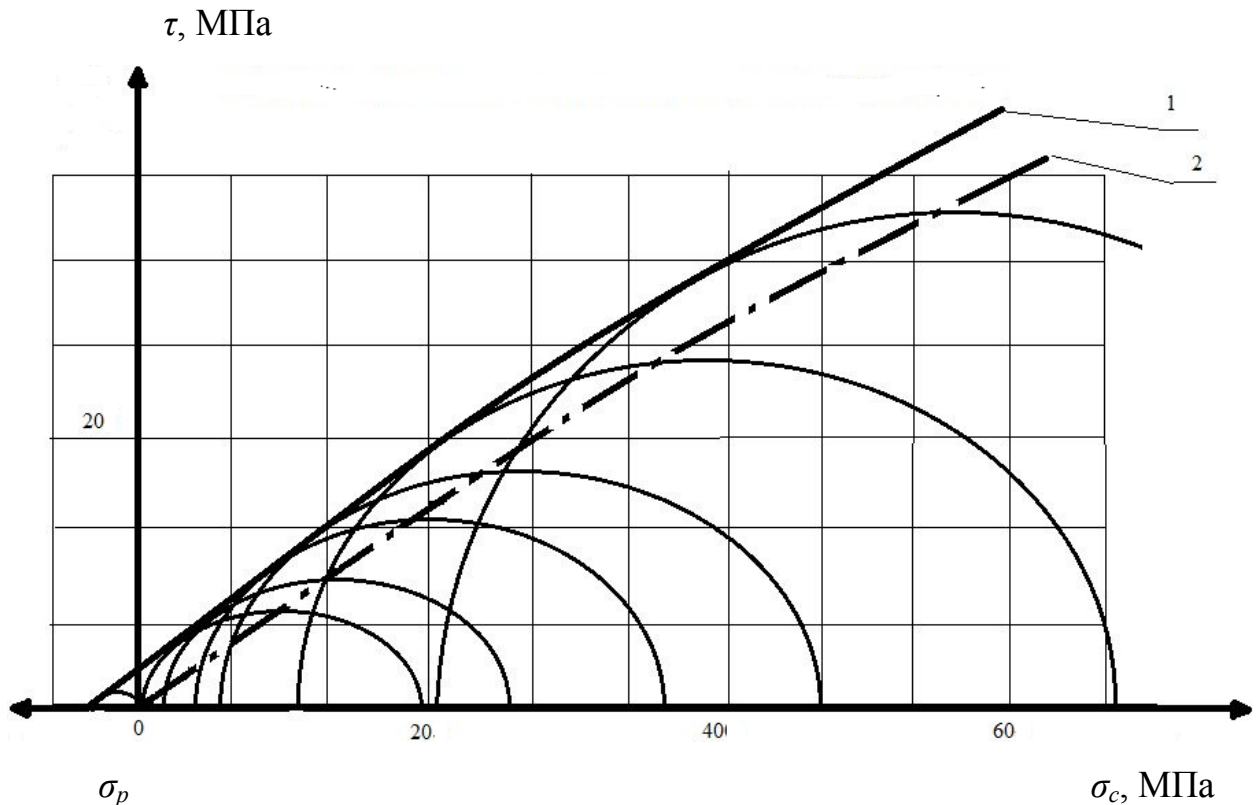


Рисунок 3.8 - Побудова паспорта об'ємної міцності порід та масиву (1 – для зразка, 2 – для масиву)

Паспорт міцності порід у масиві наведено кривою, обвідною круги Мора, з урахуванням поправки на межу міцності порід на розтягнення, яка для порід у масиві дорівнює 0.

Зчеплення аргіліту в зразку становить  $c = 5$  МПа, кут внутрішнього тертя  $\varphi = 41^\circ$ , показники для порід в масиві складають відповідно  $c = 0,1$  МПа та  $\varphi = 41^\circ$ . Для напруженого стану порід, що характеризується величиною  $\sigma_1 = \gamma H$ , зчеплення дорівнює 8,2 МПа для масиву та 14,7 МПа для зразка, кут внутрішнього тертя  $35^\circ$  для масиву та  $37^\circ$  для зразка.

Додатково досліджено умови руйнування зразків у матрицях на зріз під час об'ємного стиснення перпендикулярно і паралельно шаруватості порід.

Встановлено, що руйнування породи відбувається перпендикулярно шаруватості за досягнення концентрації напружень  $1,7\gamma H$ , під час стиснення паралельно шаруватості –  $1,4\gamma H$ .

Враховуючи, що міцність порід у масиві порівняно близька до рівня геостатичних напружень, головною підставою для початкового поширення руйнування порід під час оголення слід вважати концентрацію напружень гірського тиску, які перевищують межу міцності порід у масиві.

Відповідно до гіпотези О. Мора міцність породи, як твердого тіла, залежить від складових, які визначаються через суму та різницю найбільшого і найменшого компонентів напруженого стану. Тоді використаємо такий вираз [4]:

$$\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3)^2 + b(\sigma_1 + \sigma_3) = c \quad (3.3)$$

Параметри  $b$  і  $c$  визначено за результатами проведених випробувань зразків порід під час одновісного стиснення у межевому стані:

$$\frac{1}{2}R_c^2 + bR_c = c \quad (3.4)$$

за одновісного розтягнення:

$$\frac{1}{2}R_p^2 - bR_p = c \quad (3.5)$$

Розв'язуючи рівняння (3.11) та (3.12) спільно знаходимо:

$$b = \frac{1}{2}R_c(\psi - 1); \quad c = \frac{1}{2}R_c^2\psi \quad (3.6)$$

$$\text{де } \psi = \frac{R \cdot p}{R \cdot c}$$

Підставляючи параметри (3.6) у вираз (3.3), отримуємо умову міцності:

$$(\sigma_1 - \sigma_3)^2 - R_c^2\psi - (1 - \psi) \cdot R_c(\sigma_1 + \sigma_3) = 0 \quad (3.7)$$

Враховуючи результати випробувань (розд. 3.2), в яких зафіксовано, що межа міцності порід на розтягнення  $R_P$  значно менша порівняно з міцністю на стиснення  $R_C$  (на два порядки), з достатньою точністю можна прийняти, що у масиві межа міцності порід на розтягнення  $R_P = 0$ .

Тоді вираз (3.7) буде мати вигляд:

$$(\sigma_1 - \sigma_3)^2 - R_c(\sigma_1 + \sigma_3) = 0 \quad (3.8)$$

Таким чином, вираз (3.8) представляє собою узагальнений критерій О. Мора для плоского напруженого стану масиву слабометаморфізованих порід.

### 3.5. Результати випробувань порід на боковий розпір

З метою приведення у відповідність до натурних умов на приладі бокового розпору БА-22, в якому використано визначення максимального діючого напруження у масиві («ефект пам'яті гірських порід»), проведено визначення початкового напруженого стану незайманого масиву (рис. 3.6).

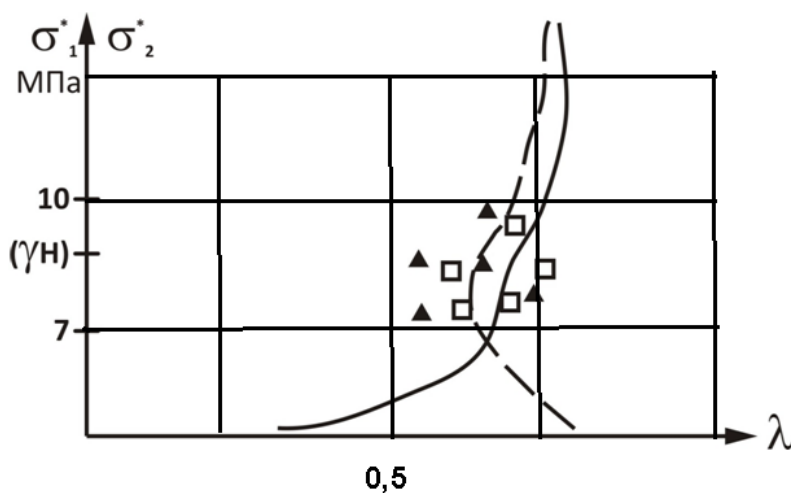


Рисунок 3.6 - Результати випробувань бокового розпору

За результатами випробувань встановлено, що діючі максимальні вертикальне і горизонтальне напруження в незайманому масиві приблизно

рівні з похибкою не більше 14 %, що свідчить про початково гідростатичний розподіл напружень у гірському масиві.

### 3.6. Результати випробувань порід за умови різної інтенсивності навантаження

Розглядаючи процес руйнування зразка можна зробити висновки, що його поділ на частини виникає за рахунок розвитку магістральної тріщини, напрямком просування якої вздовж зразка має змінний характер (рис. 3.7).

Тому для визначення впливу умов випробувань і масштабного ефекту проведені порівняльні випробування на зразках з різним співвідношенням висоти до діаметра ( $h/d$ ), яке досліджено в діапазоні 1,0–2,5. Окремо варто зазначити, що контактні умови зразків з плитами механічного преса були постійними (у вигляді твердосплавних підкладок) і контрольованими за чистотою поверхонь для створення умов взаємодії у вигляді сухого тертя.

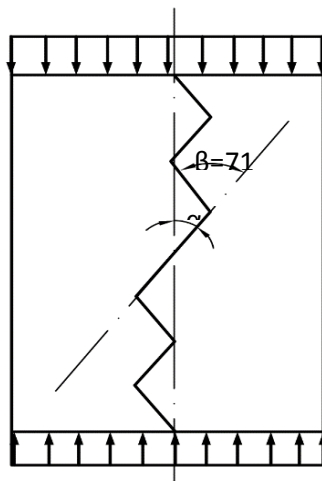


Рисунок 3.7 - Схема руйнування зразка

Встановлено, що під час випробування зразків зі співвідношенням  $h/d = 1,1-1,5$  характерних особливостей руйнування зразків, які можуть бути статистично підтверджені, не спостерігається. Причиною цього є створення

за умови стиснення нерівномірного розподілу напружень по висоті зразка з концентруванням у приторцьованих зонах.

Під час іспиту зразків зі співвідношенням  $h/d = 2,5$  руйнування також концентрується у приторцьованих частинах зразка у вигляді окремих тріщин, що також свідчить про створення неоднорідного напруженого стану зразка.

Найбільш представницьким і статистично підтвердженим (84 %) виявився характер руйнування зразків при співвідношенні  $h/d = 2$ , яке прийнято для подальших досліджень.

Оцінку характерних форм руйнування зразків виконано в діапазоні швидкості деформування  $10^{-3} \dots 10^2$  мм/хв., в межах якого встановлено характерні форми руйнування у вигляді розвитку похилих і вертикальних тріщин, різниця між якими полягала у змінному куті нахилу тріщин відносно до вертикальної вісі зразка.

Для подальших досліджень режим деформування зразка уточнено за результатами інструментальних спостережень, за розшаруванням порід покрівлі (0,2...1,5 м/добу), тому що консольне зависання порід покрівлі визначає навантаження бокових порід навколо виробки. Відповідно швидкість деформування зразків задавалась у діапазоні 0,05...5,0 мм/хв. Рівень бокового тиску ( $\sigma_2 = \sigma_3$ ) прийнято відповідно до діапазону  $0 \dots 3\gamma H$ , що становить 0...40 МПа.

Спільний вплив швидкості деформування і рівня бокового тиску на позамежове руйнування порід у вигляді повної діаграми деформування зразка досліджено під час випробування на приладі БВ-21 (рис. 3.3). У кожному досліді реєструвалися залежності  $\sigma_1(\epsilon_1)$  та  $\epsilon_2(\epsilon_1)$ , зразки після руйнування виймалися з приладу і фотографувалися, елементи зразків складали і фіксували кут нахилу магістральної тріщини, що призвела до роз'єднання зразка, безпосереднім вимірюванням.

Результати випробувань наведені на рисунку 3.8.

Аналіз результатів показує (рис. 3.8), що найбільш достовірними і значущими є випробування зразків порід з масивною та явно вираженою

шаруватою текстурою, в алевролітах з грудкуватою текстурою надійність результатів недостатня.

Установлені узагальнені закономірності для досліджених порід. За умови одновісного стиснення під час збільшення швидкості деформування нахил магістральної тріщини зменшується, наближується до вертикального, таким чином у приконтурному масиві тріщини розповсюджуються паралельно площині оголення. Під час постійної швидкості деформування і зростанні бокового тиску кут нахилу тріщини до вертикальної осі дещо зростає (з  $15^0$  до  $30^0$  для пісковиків і з  $22^0$  до  $38^0$  – для аргілітів), а кількість магістральних тріщин скорочується до однієї. За умови збільшення бокового тиску вплив швидкості деформування порід зменшується, а за умови  $\sigma_2 > 1,4\gamma H$  практично відсутній. Подальше збільшення бокового тиску нівелює вплив швидкості деформування і кут нахилу тріщини для всіх типів порід концентрується у діапазоні  $30^0 \dots 40^0$ .

$\varphi$ , град

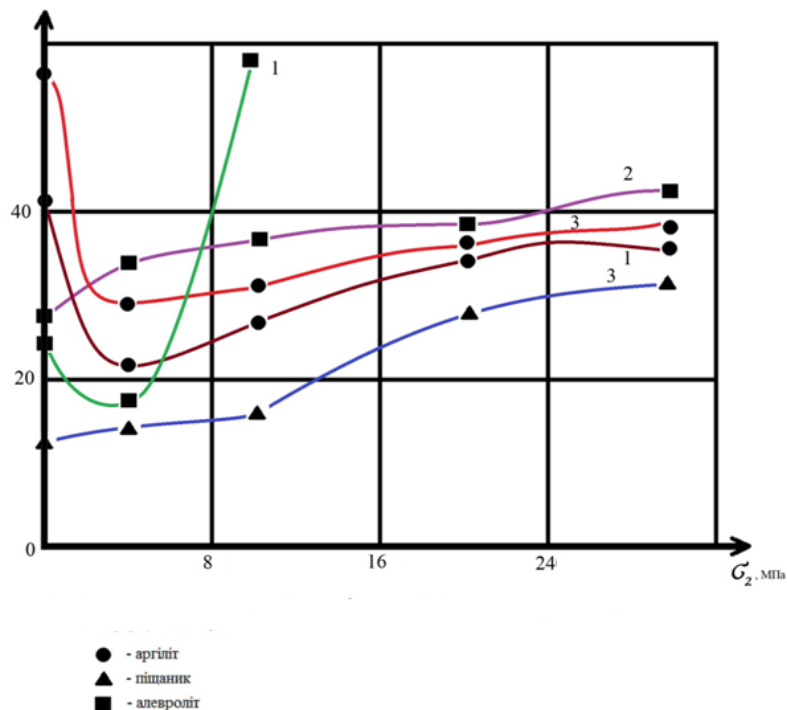


Рисунок 3.8 - Залежність кута нахилу тріщини  $\varphi$  від бокового тиску при швидкості деформування 0,5 мм/хв. (1), 0,1 мм/хв. (2) та 0,05 мм/хв. (3)

Враховуючи агрегатно-неоднорідну структуру слабометаморфізованих порід і розвиток тріщин у вигляді підсумовування актів зсуву-розриву, зміна кута нахилу тріщин визначається переважаючим розвитком одного з типів руйнування: за умови збільшення швидкості переважає руйнування розривом, під час збільшення бокового тиску – руйнування зсувом (рис. 3.9).

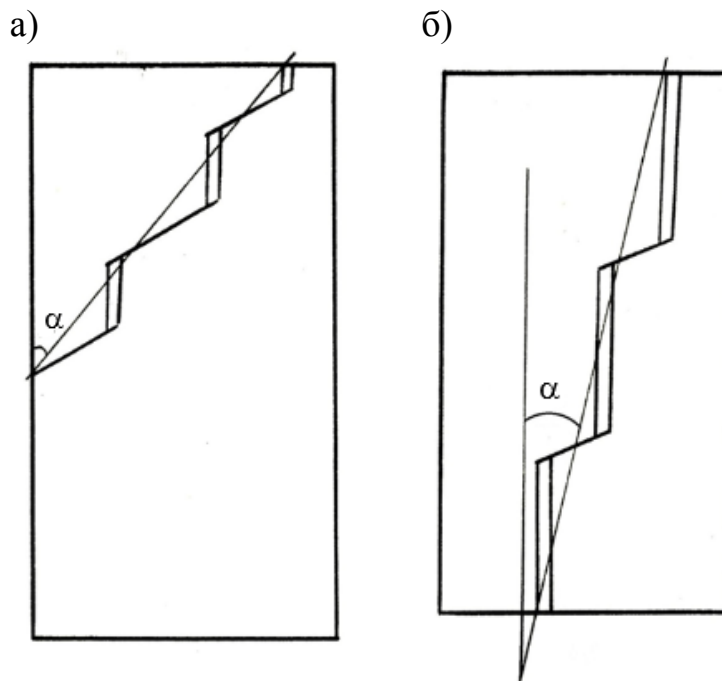


Рисунок 3.9 - Зміна нахилу магістральної тріщини при переважаючому руйнуванні зсувом (а) або розривом (б)

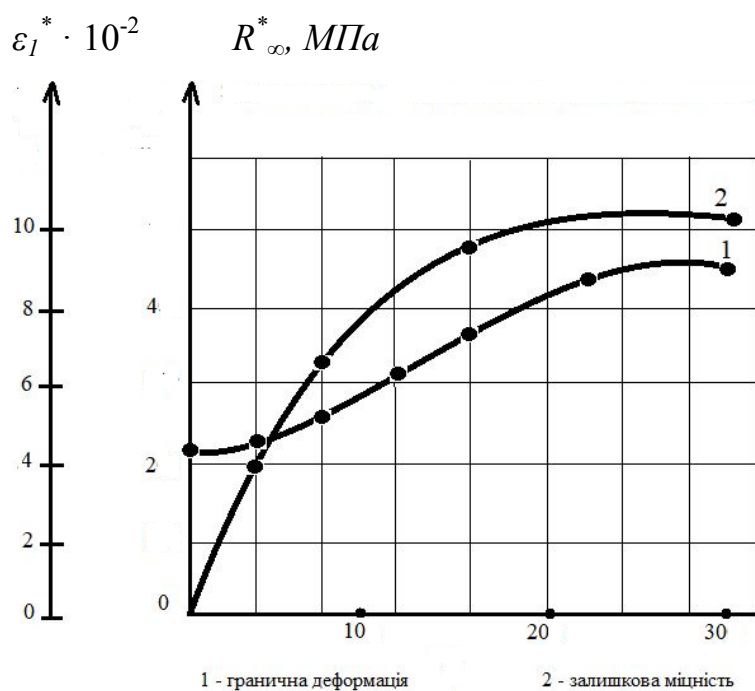
### 3.7. Результати випробувань деформування зруйнованих порід

Зважаючи на результати, отримані у розділі 2.4, було проведено аналіз поведінки порід під час руйнування (рис. 3.10).

Аналіз результатів випробувань показує інтенсивне зростання залишкової міцності до 5 МПа і граничної деформації до 0,1 мм під час бокового тиску 20 МПа. Діаграма деформування розшарованого зразка наведена на рисунку 3.11.

Необхідно виокремити, що за відсутності бокового тиску зразок має значну піддатливість (до 0,25 мм), а під час зростання бокового тиску

відбувається відновлення несучої здатності (до 2...3 МПа при боковому тиску 0,5...1,0 МПа).



$\sigma_2$ , МПа

Рисунок 3.10 - Залежність граничної деформації  $\varepsilon_l^*$  (1) та залишкової міцності  $R_\infty^*$  (2) від бокового тиску

$\sigma_1$ , МПа

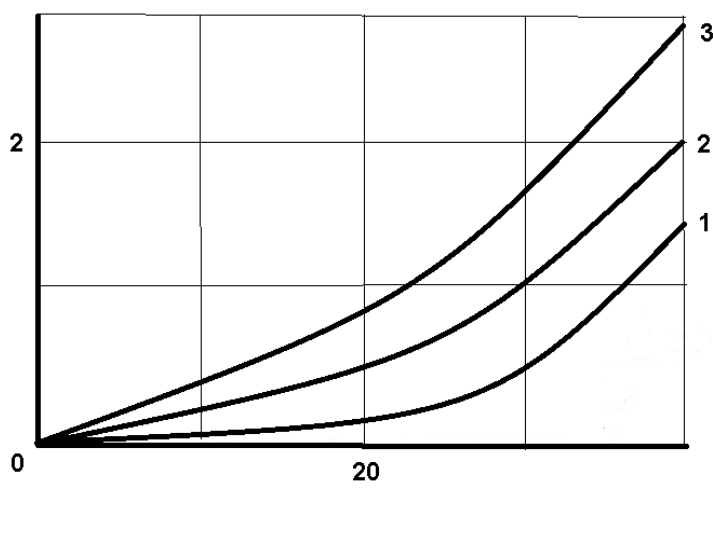


Рисунок 3.11 - Діаграма деформування розшарованих порід при боковому тиску 0 (1), 0,5 МПа (2) і 1 МПа (3)



## Висновки до розділу 3

1. В дослідженому розрізі масиву виокремлюються три інтервали глибин, в межах яких породи характеризуються різними значеннями діапазонів міцності, а саме: до 300 м, коли міцність практично не змінюється, 300–600 м – різке її зростання і більше 600 м – незначне збільшення.

2. На глибинах залягання до 150–300 м більше половини аргілітів та алевролітів мають приблизно однакову міцність в діапазоні 10–20 МПа, а пісковики характеризуються міцністю 20–30 МПа; на глибинах залягання від 300 до 600 м велика кількість аргілітів та алевролітів має міцність в діапазоні 10–30 МПа, пісковики характеризуються міцністю 20–30 МПа і більше 30 МПа, причому з приблизно рівним співвідношенням; на глибинах залягання більше 600 м більшість аргілітів також має міцність в діапазоні 10–30 МПа, алевроліти за міцністю практично порівнюються з пісковиками, значення міцності яких більше 30 МПа, в середньому за розрізом більшість аргілітів та алевролітів характеризується міцністю в діапазоні 10–30 МПа, а пісковики 20–40 МПа.

3. За напрямком розташування шахт спостерігається збільшення міцності порід з південного заходу на північний схід: міцність порід на шахтах східного району в 1,4 рази вища, ніж в центральному, та в 1,8 рази вище, ніж у західному.

4. На шахтах ім. Героїв космосу та Західно-Донбаська вміщуючі породи характеризуються достатньо низькою міцністю (від 7...8 до 18...20 МПа). У вологому стані міцність порід знижується на 40 % і більше, що сприяє інтенсифікації здимання порід у виробках.

5. Зменшення міцності порід в 2,0...2,5 рази порівняно з міцністю у «шматку» зумовлено тонкошаруватою будовою, наявністю великої кількості площин ослаблення та структурною порушеністю порід. Якщо геостатичні напруження в породах перевищують значення їх міцності, утворюється інтенсивна тріщинуватість, що сприяє руйнуванню порід.

6. Значні величини переміщень порід у виробках пояснюються низькими модулями пропорційності  $E$  та високим ступенем деформування порід. За умови однакових з Центральним Донбасом змін напруженого стану у виробках Західного Донбасу відбуваються більш інтенсивні зміщення порід.

7. На шахтах ім. Героїв космосу та Західно-Донбаська, які працюють в умовах межового стану гірського масиву, має місце послаблення порід за їх відслонення в шахтних умовах, що супроводжується інтенсивним руйнуванням порід, і гірничі роботи фактично відбуваються в умовах руйнування оточуючого масиву, що вперше досліджено на цих глибинах.

8. В діапазоні розпушення порід 1,05 – 1,33 створюється демпфуюча здатність у вигляді функції степеневого поліному виду  $\sigma_1 = a\varepsilon_1^2 + b\varepsilon_1 + c$ .

## РОЗДІЛ 4

### АНАЛІТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ РОЗВИТКУ РУЙНІВНОГО ДЕФОРМУВАННЯ ПРИКОНТУРНИХ ПОРІД СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНОГО МАСИВУ

#### 4.1. Обґрунтування перетворень енергії гравітаційного поля навколо виробки під час збалансування напруженого стану порід

Масив гірських порід під дією об'ємних гравітаційних сил можна представити у вигляді системи, яка складається із накопиченої потенціальної енергії гравітаційного поля і кінцевого обсягу порід, деформованого дією поля. Такий спосіб є передумовою використання положень механіки суцільного середовища [2]. Проте для гранично напруженого масиву, коли рівень напружень досягає міцності порід, гіпотеза суцільності середовища неправомірна у зв'язку з виникненням руйнування порід. Поширення енергетичних уявлень на порушенні масиви дозволить з єдиних позицій узагальнити різний стан порід у масиві.

Розглянемо зміни фізичного стану порід навколо виробки в масиві. Факт проведення виробки створює оточуючому масивові фізичні впливи у вигляді різниці напружень на породному оголенні, де за протилежними напрямками діють напруження гірського тиску від породного масиву і тиск повітря шахтної атмосфери. Внаслідок значного перевищення рівня напружень гірського тиску на контурі виробки відбувається перерозподіл потенціальної енергії пружних деформацій оточуючих порід до моменту встановлення стану рівноваги масиву у вигляді мінімальних запасів потенціальної енергії ділянки масиву, де розповсюджується вплив виробки. Цей перерозподіл викликає процес поступового зменшення напружень на контурі виробки у вигляді розвантаження порід з наступним виникненням зони понижених напружень на контурі виробки («зона Тромпеттера»), підтверджена натурними дослідженнями [27], що супроводжується

відповідним збільшенням розмірів структурних елементів масиву внаслідок зменшення дії стискаючих напружень.

Поверхня, на якій деформації стиснення порід і деформації розвантаження врівноважуються ( $\epsilon_{\text{ст}} = \epsilon_{\text{роз}}$ ) розташовується на глибині від контуру виробки. Експериментально доведено [30], що зі збільшенням глибини закладання горизонтальні пружні деформації перевищують вертикальні пружні у декілька раз, що дозволяє зробити висновок про випереджаюче накопичення потенційної енергії пружного стиснення у бокових частинах горизонтальних виробок. Також відомо [35], що у вертикальному напрямку, який збігається з напрямом дії сил гравітації непружні деформації розвиваються значно швидше, а їх обсяг перевищує горизонтальні деформації на порядок і більше, причому чим більше, тим менше модуль пружності порід. Одночасна присутність у елементарному обсязі породи розвитку пружних і непружних деформацій та їх нерівномірне поширення з глибиною залягання порід дозволяє передбачити можливість існування зони навколо виробки, яка відповідає рівноважному стану масиву для відповідних умов існування виробки, підставами для цього можна вважати монотонний розподіл напружень і відповідних деформацій, тому, як наслідок цього, розташування зони зруйнованих порід має повторювати форму зони непружних деформацій.

Для обґрунтування розглянемо прикладання навантаження на породу, яка втрачає відповідну частину міцності порід і визначає рівень пружних і непружних деформацій. Зазначимо, що утворення опору породи гравітаційному полю відбувається початковим стисканням від головного нормального напруження  $\sigma_1$ , при цьому відбувається відповідна зміна обсягу породи, яка була стиснута. Відповідне співвідношення вертикальних і горизонтальних деформацій від зменшення обсягу породи також викличе зміну форми зони розподілу пружних деформацій від початкової кругової до витягнутої вздовж вертикальної вісі у зв'язку переважаючим накопиченням непружних деформацій у вертикальній площині і переважаючим зростанням

пружних деформацій у горизонтальній площині. вважаючи монотонний зв'язок лінійних деформацій і міцності породи (розд. 3.3), тому обрис зони непружних деформацій має визначатися співвідношенням меж міцності порід за вертикальним і горизонтальним напрямками. По аналогії можна визначити вплив поверхні поділу середовищ (масив - порожнина виробки), яка створює поверхню відслонення, інакше розвантаження напружень і реалізації деформацій. Відповідно, можна зробити висновок, що зона поділу видів деформацій, а відповідно і форма зони зруйнованих порід, має бути витягнута вздовж вертикальної осі більше ніж у горизонтальному напрямку.

Відповідно до закону гравітаційного тяжіння, напружений стан порід у масиві формується дією сил гравітаційного поля. При цьому на глибині закладання елементарний обсяг масиву за умови зовнішнього стискання порід змінює свій об'єм відповідно до закону збереження маси, тому початковий обсяг зменшується, а щільність мінеральних часток збільшується. Це відбувається у вигляді стиснення мінеральних часток на ділянках контакту між частинками і розповсюджується на весь обсяг мінеральної частки за рахунок пружних зв'язків між елементами кристалічної решітки. Опір цьому переміщенню вузлів утворюють сили електромагнітної взаємодії між елементами кристалічних решіток на молекулярному рівні (атом-протон-аніон), тому можна вважати енергію виникаючих взаємодій між елементами молекул потенційною, здатною виконати відновлення змін розмірів і форми за рахунок пружних деформацій. Межа накопичення і прояви в масиві потенційної енергії визначаються межею пружності кожної конкретної породи. Отже, кількість потенційної енергії, накопиченої породним масивом у вигляді можливих зворотних деформацій пружного стану порід, визначає деформаційний процес, який виникає під час створення порожнини виробки.

Відповідно до гіпотези О. М. Динника [40] механічно рівноважний стан незайманого масиву порід встановлюється в результаті зменшення щільності потенційної енергії пружних деформацій вертикальних напружень

гравітаційного тиску і відповідним збільшенням енергії пружних деформацій від горизонтальних напружень виникаючого гірського тиску. Усталена механічна рівновага гірського масиву, яка встановилася за період стійкого існування за поверхової ділянки масиву характеризується рівномірним розподілом щільності потенційної енергії у межах масиву, який має однакові структурні та механічні умови існування, районування типових умов можна провести в межах структурно-геологічних блоків, відокремлених диз'юнктивними порушеннями залягання порід. У геологічному періоді існування масиву можна передбачити балансування вертикальних і горизонтальних деформацій незайманого масиву, що є підставою для виникнення гідростатичного початкового напруженого стану масиву.

Утворення гірничої виробки порушує механічну рівновагу незайманого масиву порід. Всередині контуру виробки щільність потенційної енергії нульова, тому що пружне деформування молекул повітря стисненням можна відкинути через малість величини накопичення потенційної енергії. У результаті на поділі середовищ існує стрибкоподібна різниця рівнів щільності потенційної енергії у масиві та у виробці.

Згідно з другим законом термодинаміки, зазначена різниця об'ємної щільності енергії є умовою виникнення процесу перетворення потенційної енергії пружних деформацій стиснення у кінетичну енергію деформацій збільшення обсягу порід.

Ця область перетворень енергій під дією внутрішніх пружних сил у напрямку до поверхні оголення є зоною розвантаження гравітаційних напружень. Процес перетворення енергії в зоні розвантаження протікає одночасно у двох напрямках: від кордону зони розвантаження до поверхні оголення масиву напруження стиснення зменшуються, відповідно у масиві в зоні впливу виробки напруження стискання зростають. Загальний баланс енергії має підпорядковуватися закону збереження енергії до моменту досягнення стійкої рівноваги масиву, що відповідає рівню мінімальних запасів потенційної енергії оточуючого масиву. Надмірна частина енергії

(понад мінімальний рівень) перетворюється в роботу потенційної енергії у вигляді деформування оточуючих порід, обсяги якого залежать від розмірів оголення масиву, рівня початкового напруженого стану та фізичних властивостей порід.

В межах зони розвантаження у покрівлі і боках виробки виділяється потенційна енергія деформованого масиву, яка створює додаткові напруження від власної ваги деформованих порід, які також впливають на деформування порід навколо виробки, в той же час у породах підшви розвиток пружних деформацій розвантаження стримується зустрічною дією напружень гравітаційного поля. У результаті формується нерівномірність напружень  $\sigma_x$  и  $\sigma_z$  навколо виробки, що викликає розвиток процесу відновлення у масиві механічної рівноваги, який підкоряється закону зберігання ентропії, і є фізичним сенсом другого закону термодинаміки, а стосується тільки замкнутих систем. Ця теорема пояснює, що під час виведення механічної системи з рівноваги її відновлення йде тільки шляхом, де ентропія не може зменшуватися [23]. Поява зон руйнування порід виключає частину маси порід на окремих ділянках контуру виробки і концентрує на ділянках, які розташовані у напрямку дії гравітаційних напружень таким чином, що загальна маса системи «масив-виробка» не змінюється. Відповідно незворотний процес відновлення рівноваги масиву також відбувається за умови виключення обміну маси системи із зовнішнім середовищем і пояснює радіальний напрямок розвитку зон руйнування за контурних порід. Із закону зростання ентропії випливає, що нове рівноважне положення масиву після виникнення виробки може бути досягнуто тільки у випадку охоплення новим розподілом наведених напружень ділянки масиву значно більших розмірів, ніж створений діаметр виробки (у площині перерізу).

З нерозглянутих факторів варто виокремити вагу виїнятих порід під час проведення виробки, яка визначена розмірами і формою виробки, кількість додаткової механічної енергії, яка вноситься у масив у процесі

проведення виробки і здатність порід поглинати внесену енергію за рахунок взаємодії частинок між собою.

Механічний процес перетворення енергії довкола виробки, викликаний нестійким станом потенційного поля, відбувається у вигляді не тільки деформування порід, але й їх руйнування. Тому поглинання енергії на деформування і утворення нових поверхонь контуру у породах має бути враховано. Одночасне існування цих процесів забезпечує зменшення напружень довкола виробки і створює умови для стійкого стану системи «масив-виробка».

Як доведено В.Ф. Лавриненко [57], загальною умовою рівноважного стану системи «масив – виробка» є мінімальний рівень потенційної енергії у системі. Близьким до оптимальної є рівень енергії недоторканого масиву в межах обсягу порід, що дорівнює трьом діаметрам проведеної виробки [53]. Загальну кількість потенційної енергії системи можна розрахувати як питому енергію пружного стиснення [40]:

$$A_{\text{пруж}} = \frac{R_{cm}^2}{2E} \quad (4.1)$$

де  $R_{cm}$  – межа міцності на стиснення,  $E$  – модуль пружності.

Енергоємність пластичного деформування визначається [22]:

$$A_{\text{пласт}} = \frac{R_{cm}^2}{2E} \left( 2 \frac{E}{E_{\text{деф}}} - 1 \right), \quad (4.2)$$

де  $E_{\text{деф}}$  – модуль деформування.

Тоді загальний запас енергії довкола виробки визначається інтегруванням виразу по замкнутому контуру, а кількість енергії, яку необхідно компенсувати для створення стійкого стану системи «масив – виробка», визначається виразами (4.1) та (4.2), а робота по деформуванню і руйнуванню порід, як реалізація невірноваженої частини енергії.

Розглянемо основи гіпотези гравітаційного поля Л. Д. Ландау [125], де переміщення матеріальної частинки в межах впливу поля визначається принципом найменшої дії, цьому відповідає прямолінійний рівномірний рух,



однак наявність зв'язку «простір-час» змінює як швидкість, так і напрямок руху, який підкоряється рівнянню Гамільтона-Якобі:

$$g^{ik} \frac{\partial S}{\partial x^i} \frac{\partial S}{\partial x^k} = m^2 c^2 \quad (4.3)$$

Для класичної механіки рух частинки під впливом поля підкоряється функції Лагранжа:

$$L = \frac{mu^2}{2} - m\varphi \quad (4.4)$$

де  $\varphi$  – гравітаційний потенціал.

Відповідне рівняння руху частинки має вигляд:

$$v = -grad\varphi \quad (4.5)$$

Прирівнявши їх отримуємо узагальнений опис руху частинки:

$$ds = (c - \frac{v^2}{2c} + \frac{\varphi}{c})dt \quad (4.6)$$

Розглядаючи дію гравітаційного поля варто зауважити, що для випадку мікрочастинки можна вважати постійною дію гравітаційного поля навіть під час виникнення взаємодії декількох рухомих тіл, наприклад за обертання навколо своєї осі симетричного тіла планетарного типу, тому далі розглядаємо дію гравітаційного поля як стаціонарну.

Енергія частинки, яка рухається у постійному полі, визначається через швидкість:

$$v = \frac{cdl}{\sqrt{g}dx} \quad (4.7)$$

Тоді постійна енергія рухомої частинки становить:

$$E_0 = \frac{mc^2 \sqrt{g}}{\sqrt{1 - \frac{v^2}{c^2}}} \quad (4.8)$$

Межовий стан енергії масиву за функцією Лагранжу становитиме:

$$E^* = m(c^2 + \frac{v^2}{2} + \psi) \quad (4.9)$$

Цей вираз залишається в силі для слабкого стаціонарного поля.

Наведені співвідношення (4.3), (4.4), (4.6) і (4.7) під час інтегрального узагальнення дозволяють визначити енергетичні співвідношення у процесі деформування породного масиву напруженнями від гравітаційного поля навколо виробки. Диференціювання виразу (4.9) дозволяє знайти величину переміщень або часовий інтервал, після якого потенційна енергія системи «масив-виробка» буде реалізована у вигляді деформацій і руйнувань порід та зменшена до мінімально допустимої для рівноважного стану масиву.

Для визначення питомої енергоємності руйнування порід були проаналізовані дослідження Ф. С. Бонда [126], у яких визначено, що енергоємність руйнування гірських порід для порід щільністю  $2,6 \text{ т/м}^3$  становить  $12 \text{ МДж/м}^3$ . За результатами Р. Чарльза [127] енергоємність руйнування під час подрібнення визначається:

$$A_{\text{поріо}} = -e \frac{dx}{x^n}, \quad (4.11)$$

тоді при  $n = 1$  інтегруванням можна отримати закон Кирпичева-Кика:

$$A_{\text{поріо}} = e \lg \frac{D}{d}, \quad (4.12)$$

де  $D$ ,  $d$  – максимальний та мінімальний розмір уламків, при  $n = 1,5$  отримаємо закон Бонду [126]:

$$A_{\text{поріо}} = 2e \left( \frac{1}{\sqrt{d}} - \frac{1}{\sqrt{D}} \right), \quad (4.13)$$

при  $n = 2$  залежність буде мати вигляд:

$$A_{\text{поріо}} = e \left( \frac{1}{d} - \frac{1}{D} \right) \quad (4.14)$$

Порівняння цих закономірностей дозволяє зробити висновок, що вони описують єдиний фізичний процес руйнування порід, який кількісно різниться впливом масштабного ефекту. Тому для великоуламкового подрібнення, коли розміри мікродефектів та тріщин надзвичайно малі, а руйнування відбувається на поверхнях максимального концентрування напружень з використанням дефектів структури з найбільшими розмірами, більш прийнятною є закономірність Кирпичева-Кика.

З іншої сторони, робота руйнування та її кінцевий результат для великоуламкового стану масиву з достатньою точністю може бути визначена через новоутворену поверхню або обсяг деформованих порід за допомогою показника питомої енергоємності (поверхневого або об'ємного).

Закономірність Риттингера [128] для новоутворення поверхні визначає питому енергоємність:

$$E_s = \frac{A_s}{S} \quad (4.15)$$

де  $S$  – площа новоутвореної поверхні.

Закономірність Кирпичева-Кика для обсягу руйнування:

$$E_v = \frac{A_v}{\lg(D/d)} \quad (4.16)$$

Висновки про постійність питомої енергоємності руйнування матеріалу можуть бути застосовано до ідеалізованого однорідного твердого тіла без дефектів. У гірських породах витрати енергії під час руйнування залежать від рівня руйнування: поглинання енергії зв'язків між молекулами, розрив зв'язків між мінеральними частинками, подолання опору сил зчеплення в мікро- та макродефектах. Тому витрати енергії на утворення площі будуть різнитися.

Для визначення цих показників були використані результати досліджень повної діаграми деформування зразків за схемою  $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$  (розд. 3.4). Загальна щільність енергії деформування визначена за площею повної діаграми деформування аргіліту та становить 0,71...0,87 МДж/м<sup>3</sup>. Дилатансія відповідно є в межах 0,01... 0,1%. Обсяг пластичного деформування від  $0,03 \cdot 10^{-6}$  м<sup>3</sup> до  $0,14 \cdot 10^{-6}$  м<sup>3</sup>. Новоутворена площа, виміряна палеткою, становить від  $230 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup> до  $353 \cdot 10^{-4}$  м<sup>2</sup>. Тоді питома поверхнева енергія дорівнює 1,55 Дж/м<sup>2</sup>, що укладається у відомий діапазон поверхневого енерговиділення яка становить 1–3 Дж/м<sup>2</sup>, пластичного деформування 10 Дж/м<sup>2</sup> та кінетичного руйнування 3–5 Дж/м<sup>2</sup>.

Поверхнева енергія глинястих матеріалів порівняно невелика, тому під час розриву та зсуву спостерігається міжзерновий злам (руйнування іде по цементу) і енергія мінімальна (до  $10 \text{ Дж/м}^2$ ). Енергоємність руйнування за збільшення бокового тиску залежить від механізму руйнування і замість в'язкого відбувається збільшення крихкого по мінеральним зерням.

Особливістю поведінки аргілітів та алевролітів під час деформування і руйнування за об'ємного стиснення є практична відсутність дилатансії, тому межа міцності породи з похибкою до 3,5 % пропорційна питомій енергоємності руйнування. Таким чином встановлено, що визначати параметри процесу руйнування порід з достатньою точністю можна складанням рівнянь енергетичного балансу ділянки масиву.

Зі збільшенням глибини запаси енергії зростають, що відповідає збільшенню навантажень гірського тиску і підвищенню температури порід. Частина гравітаційної енергії не може бути сприйнята як теплова або пружна внаслідок сформованої структури порід, тому що літологічні зміни в породах відповідають метаморфічним перетворенням, і тому досягнення визначеного ступеню метаморфізму відповідає діючим параметрам гравітаційного тиску і температури. Враховуючи, що глибина залягання слабометаморфізованих порід для нашого випадку не перевищує 600 м, а температура порід у масиві не має високих значень, впливом теплової компоненти поля напружень навколо виробки можна знехтувати.

Певна частина потенційної енергії накопичується в масиві як надлишок у вигляді нерозподіленої або вільної. У цих масивах частина енергії знаходиться в невірноваженому стані і за будь-яких збуреннях реалізується у вигляді деформацій та руйнування порід.

Аналогічним збуренням для масиву є процес створення виробки, і, відповідно, невірноважена частина гравітаційної енергії реалізується у вигляді деформуванні і руйнуванні порід в межах зони впливу виробки, як неоднорідності для рівномірного розподілу напружень гравітації.

За надлишкової енергії, яка також утворює напруження в масиві, що перевищують міцність порід навколо контуру виробки, виникає фронт руйнування порід, який розповсюджується швидше у напрямках, де опір порід нижче, ніж швидкість реалізації енергії у вигляді руйнування порід від нормальних напружень (руйнування стисненням) або супутніх дотичних (руйнування зсувом). Відповідно навколо порожнини виробки виникає зона зруйнованих порід, розпушення яких вказує на ступінь реалізації потенційної енергії у вигляді виникнення тріщин, що передбачає нову поверхню оголення порід, і визначається пропорційно витратам поверхневої енергії з відповідним обміном реалізованої енергії, витраченої на руйнування структурних зв'язків породи. Враховуючи наведене раніше положення про виникнення навколо виробки зон деформування витягнутої форми, правомірно застосувати методи теорії розмірності і подібності [129] для обґрунтування співвідношень стійкого стану зони руйнування порід.

Розглядаючи площину поперечного перерізу горизонтальної виробки, можна скласти безрозмірні комплекси, які характеризують форму зони руйнування і показників її максимального розповсюдження. Будь-яка геометрична фігура еліптичного обрису може бути визначена двома параметрами: малим ( $a$ ) і великим ( $b$ ) діаметрами, а їх співвідношення безрозмірно ( $\frac{a}{b}$ ). З другого боку, фізичний процес руйнування порід достатньо точно характеризується межою міцності породи, тоді руйнування порід у покрівлі визначається показником міцності на розтяг ( $R_p^*$ ), а в боках – на стиснення ( $R_{cm}^*$ ), співвідношення яких теж є безрозмірним. Прирівнюючи ці комплекси отримаємо умову існування рівноважного стану масиву навколо виробки у вигляді функції:

$$\frac{a}{b} = \Phi\left(\frac{R_p}{R_{cm}}\right) \quad (4.17)$$

Пріоритетність новизни цієї умови визнана винаходом і може бути отримана шляхом аналізу результатів аналітичних досліджень, наведених у роботі [30]:

$$\frac{a}{b} = \sqrt{\frac{\left(\frac{R^k}{R^b} + 1\right)^2 (1-\lambda)^2}{16\lambda^2} + \frac{\left(\frac{R^k}{R^b}\right)/\lambda}{\lambda} + \frac{\left(\frac{R^k}{R^b} + 1\right)(1-\lambda)}{4\lambda}} \quad (4.18)$$

де:  $\lambda$  – коефіцієнт бокового розпору,  $R^k$  та  $R^b$  – міцність порід покрівлі і боків відповідно.

Враховуючи результати розд. 3.4, щодо властивості для слабометаморфізованого масиву гідростатичного напруженого стану ( $\lambda = 1$ ), а визначальними для порід покрівлі під час руйнування є міцність на розтяг паралельно нашаруванню ( $R_{||}$ ), для боків міцність на стиснення перпендикулярно до нашарування ( $R_{\perp}$ ), вираз (4.18) отримує вигляд:

$$\frac{a}{b} = \sqrt{\frac{R_{||}}{R_{\perp}}} \quad (4.19)$$

Загальна площа утворення нових поверхонь в зоні руйнування порід може бути оцінена за ступенем розпушення порід  $K_p$  або питомому переміщенню контуру виробки (на одиницю площі поверхні), що в радіальних координатах відповідає змінам радіусу виробки  $\Delta R$ . Нова площа поверхонь, що виникли, визначається інтегруванням подвійної питомої довжини тріщин з розкриттям у зоні руйнування. Ширина розкриття тріщин відповідно різниться залежно від структури порід (від масивних до дрібно- та приховано шаруватих). Узагальнена залежність переміщень порід у глибині від контуру виробки [30]:

$$u = \frac{0,35}{(1 + 4,5r_*^{1,5})}, \quad (4.20)$$

де  $r_*$  – відстань від контуру в глибину масиву, м

Відносні радіальні деформації порід для круглої виробки радіусом  $r$  визначаються [30]:

$$\varepsilon = \frac{u_r}{r + r_*}. \quad (4.21)$$

Пружні радіальні деформації від стиснення:

$$\varepsilon_r = \frac{\gamma H}{E}, \quad (4.22)$$

де  $\gamma$  – об'ємна вага ( $\text{т/м}^3$ ),  $H$  – глибина залягання (м),  $E$  – модуль пружності (МПа).

Загальний об'єм реалізованої енергії може бути визначений через сумарну площу оголення у тріщинуватих породах. Якщо цього об'єму реалізованої енергії достатньо для вичерпування надлишкової енергії в масиві, просування фронту руйнування навколо виробки зупиняється і масив переходить у врівноважений стан. Однак ця рівновага умовна і може бути порушена впливом різноманітних факторів, у тому числі коливаннями рівня гравітаційних напружень від обертання планети (прискорення-гальмування), місячних припливів, сейсмічними хвилями, техногенними явищами в масиві (обрушення покрівлі, проведення сусідніх виробок) і т. д. Загальна закономірність відповідає відомій залежності тиску на контурі  $P$  від переміщень контуру  $U$  [36]. Ця залежність показує, що існує один рівноважний стан за наявності двох екстремумів ( $U \rightarrow \infty$ ), таким чином рівноважне положення гравітаційного стану є умовно стійким, схильним до самовільного розбалансування. Якщо вважати, що тиск  $P$  є опосередкованим параметром неврівноваженої енергії гравітації, а переміщення показником реалізованої енергії у вигляді руйнувань (тобто утворення тріщин з новими поверхнями), тоді можливим стає коливальний процес реалізації енергії гравітації з поступовим затуханням, який зображений графічно (рис. 4.1).

Як зазначено раніше, проведення гірничої виробки порушує рівновагу порід, що існувала в незайманому масиві. У деформованих після проведення виробку породах змінюється співвідношення компонент напружень та виникають умови, які за І.Л. Черняком впливають на поведінку порід [66]. Якщо найбільші напруження не перевищують відповідної межі міцності порід, породи в зоні впливу виробки зазнають лише пружних деформацій. При напруженнях вище довготривалої міцності, але менше миттєвої міцності порід, навколо виробки утворюється область тривалого розвитку руйнування порід, виникненню якої передують пружно-пластичні деформації порід.

Якщо напруження перевищують миттєву міцність порід, то руйнування розпочинається одразу за проведенням виробки. Цю зону відносять до умовно-миттєвого руйнування порід. Зміщення контуру гірничих виробок у слабометаморфізованому масиві є наслідком переважно крихкого руйнування навколишніх порід (розд. 2.3 та 3.4).

Зміщення контуру гірничих виробок у початковому періоді відбуваються зі швидкістю до 0,03 м/добу, в усталеному періоді швидкість знижується у 15 разів і більше. Для магістральних виробок, де строк експлуатації становить 15–35 років, зрушення у початковий період становлять у межах 10% від загальних переміщень порід усталеного періоду, а враховуючи незатухаючий характер переміщень контуру порід за період служби виробки не перевищують 5 % (розд. 2.6). Тому для магістральних виробок можна застосувати лінійну апроксимацію:

$$u_i = u_0 + v_i(t_i - t_0) \quad (4.23)$$

де:  $u_0$  – переміщення у початковий період, мм;  $t_0$  – час цього періоду, діб;  $v_i$  – середня швидкість зміщень контуру виробки, мм/добу.

Параметри апроксимації наведені у таблиці 2.2, а середня швидкість деформування контуру  $v_i$  характеризує процес утворення нових поверхонь під час руйнування порід тріщинами і може бути легко визначена інструментальними спостереженнями у виробках (розд. 2.3).

Поширення вторинного руйнування порід навколо виробки умовно наведено на рисунку 4.1.

Як відомо, процес руйнування порід має ймовірнісний характер розподілу у масиві, тому постановка задачі визначення граничного стану порід під час руйнування у шаруватому масиві навіть за спрощення задачі механічної рівноваги системи «масив-зруйновані породи-кріплення» не надає можливість отримати детерміноване рішення силової взаємодії масив-кріплення. Тоді розглянемо постановку задачі енергетичної рівноваги порід у межах зони впливу виробки (рис. 4.2), ґрунтуючись на принципі збереження повної механічної енергії системи, що для нашого випадку має визначатися



як відсутність змін балансу енергії під час переходу до нового рівноважного стану. Для цього використаємо закон збереження енергії у постановці Остроградського-Гауса [ ], коли для локальних квазістатичних задач можна спростити рішення нехтуючи кінетичними проявами та об'ємними силами. Ця методика дозволяє врахувати енергію, нагромаджену та витрачену на руйнування порід у зоні поширення тріщин без впливу змін розмірів зони у часі.

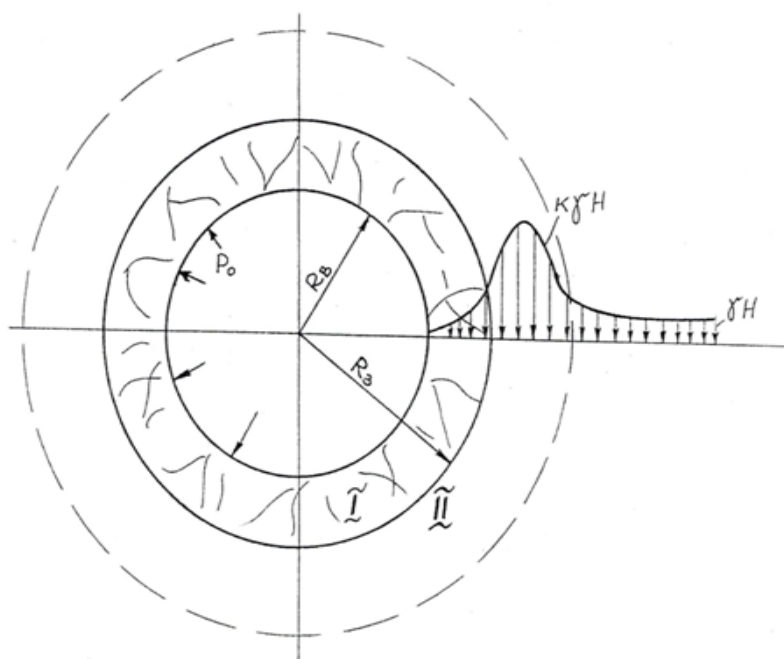


Рисунок 4.1 - Розвиток зони руйнування порід навколо виробки

Енергетична рівновага масиву може розглядатися до ідеалізованого масиву, якщо стійкість виробки відповідає реальному стану, критерієм виникнення руйнування можна вважати міцність на розтягнення (в покрівлі) або стиснення (в боках виробки), що відповідає умовам слабометаморфізованого масиву (розд. 3.2).

Після утворення виробки накопичена потенційна енергія навколо виробки витрачається на деформування і руйнування порід, навантаження конструкції кріплення, акумулюється у вигляді залишку потенційної енергії в

зоні пружного стану порід та частково розсіюється або перетворюється на тепло. Загалом для цього процесу можна записати рівняння рівноваги:

$$A - \Delta R - \Delta \Pi - Q - K = 0 \quad (4.24)$$

де:  $A$  – повна потенціальна енергія порід в межах області впливу виробки на масив (наведено вище);  $\Delta R$  – енергія, що витрачається на утворення поверхонь тріщин руйнування;  $\Delta \Pi$  – залишок потенціальної енергії;  $Q$  – робота, що витрачається на деформування кріплення;  $K$  – енергія, розсіяна у вигляді тепла.

Енергія, що витрачається на утворення поверхонь тріщин за крихкого руйнування порід у вигляді відриву, визначається рівнянням Гріффіта [2] :

$$\frac{\Delta R_1}{\Delta L} = 4\gamma_0, \quad (4.25)$$

де  $\Delta R_1$  – потенціальна енергія розтягнення (стиснення), що витрачається на утворення додаткової довжини тріщин  $\Delta L$ ;  $\gamma_0$  – щільність поверхневої енергії (прийнята постійною і наведена вище).

Для визначення швидкості тріщиноутворення поділимо ліву і праву частини (4.25) на проміжок часу  $\Delta T = t - t_0$ , де  $t_i$  – теперішній час існування виробки,  $t_0$  – час утворення виробки. Отримаємо після обороту вираз:

$$\frac{\Delta L}{\Delta T} = \frac{\Delta R_1}{4\gamma_0 \Delta T} \quad (4.26)$$

Можна зробити висновок, що швидкість розвитку тріщин визначається інтенсивністю енерговиділення, що є характеристикою породи, і щільністю накопиченої потенційної енергії.

Враховуючи лінійний характер зміщень контуру порід у часі вважатимемо пропорційну залежність між швидкістю переміщень контуру і швидкістю розвитку тріщин у масиві:

$$v = K_{mp} \cdot \frac{\Delta L}{\Delta T}, \quad (4.27)$$

де  $K_{mp}$  – коефіцієнт пропорційності збільшення довжини тріщини.

Щільність поверхневої енергії порід визначає у ньому потенціал залишкової потенційної енергії, тому визначаємо її лінійною:

$$\Delta\Pi = K_e \gamma_0 \Delta T \quad (4.28)$$

де  $K_e$  – коефіцієнт пропорційності витрат енергії.

Тоді перепишемо (4.26), підставивши (4.28):

$$\frac{\Delta L}{\Delta T} = K_e \frac{\Delta R \perp}{\Delta \Pi} \quad (4.29)$$

Приймаючи, що в момент руйнування породи рівень напружень відповідає діючій межі міцності, можна записати, що залишок потенційної енергії після руйнування складає:

$$\Delta\Pi = \frac{N(R^*)^2}{2E} V, \quad (4.30)$$

де  $\sqrt{N}$  – коефіцієнт втрати міцності після руйнування породи,  $R^*$  – міцність породи на стиснення (розтягнення).

Енергія, що витрачається на подолання опору кріплення для лінійної характеристики кріплення становить:

$$Q = \frac{qlba}{2} \quad (4.31)$$

де  $q$  – середній опір кріплення;  $l$  – довжина контакту рами кріплення з породним контуром;  $b$  – відстань між рамами кріплення;  $a$  – піддатливість конструкції кріплення.

Таким чином, отримані складові рівняння балансу енергії масиву, окрім енергії розсіювання, яку визначити аналітично не представляється можливим, тому ця похибка буде відповідно збільшувати швидкість переміщення контуру виробки, а баланс енергії масиву буде містити відхилення на долю енергії розсіювання.

Загальний вигляд рівняння балансу енергії буде мати вигляд:

$$\frac{(\gamma H)^2}{2E} V - \frac{\nu N(R^*)^2}{K_{mp} K_e 2E} V - \frac{N(R^*)^2}{2E} V - \frac{qlba}{2} = 0 \quad (4.32)$$

Розв'язуючи цей вираз відносно швидкості переміщень контуру виробки отримуємо:

$$\nu = K_{mp} K_e \left[ \frac{(\gamma H)^2 - qElba}{N(R^*)^2 V} - 1 \right] \quad (4.33)$$

Таким чином, отримана залежність, що пов'язує руйнування порід шляхом розростання тріщин у масиві і швидкістю переміщення порід контуру.

#### 4.2. Моделювання розподілу енергії масиву навколо виробки

Для отриманих залежностей (4.29–4.33) було виконано математичне моделювання у прикладній програмі MSC «NASTRAN». Особливістю застосування програми «NASTRAN» є можливість послідовного накладання навантажень на досліджуваний об'єкт. На прикладі масиву, послабленого виробкою, у цій програмі передбачено початкове формування моделі масиву відповідної структури та належних характеристик, а після цього на невагому модель масиву накладається матриця гравітаційного поля. Виникаючі пружні деформації мають повний тензор деформацій стиснення і відповідно найбільш точно відображають потенційну енергію гравітаційного поля. Наступне створення виробки у вигляді отвору досліджено для умов: глибина розробки 500 м, площа перерізу 14,242 м<sup>2</sup>, середній опір кріплення 20 кПа, еквівалентна міцність на розтягнення порід покрівлі та підосви 2,0 МПа, на стиснення для порід стінок - 12 МПа (табл.4.1).

Таблиця 4.1 - Показники оточуючих порід

	Об'ємна вага, кг/м <sup>3</sup>	Модуль пружності, МПа	коефіцієнт Пуассону
Аргіліт	2650	7500 МПа	0,33
Вугілля	1300	14000	0,45

Тиск порід покрівлі становить 13,0 МПа, бокових – 12,5 МПа, реакція кріплення – 0,2 МПа. Геометричні координати перерізу порід та центру кривизни з радіусом R = 2,0м складає: x = 0, y = 1,8, а центру кривизни з

радіусом  $R = 2,7$  м:  $x = 0,606$ ,  $y = 1,45$  (рис. Г1 та Г2 у Додатоку Г). Поділ перерізу на кінцеві елементи наведено на рисунку Г3 (Додаток Г).

Результати моделювання напруженого стану наведені на рисунках Г4–Г14 (Додаток Г). Більш детально розглянемо розподіл напружень навколо контуру виробки для випадку без опору кріплення, тому що енерговідлення масиву і відповідно, розвиток руйнування породних відслонень, починається миттєво, до влаштування кріплення (рис. 4.2 і 4.3).

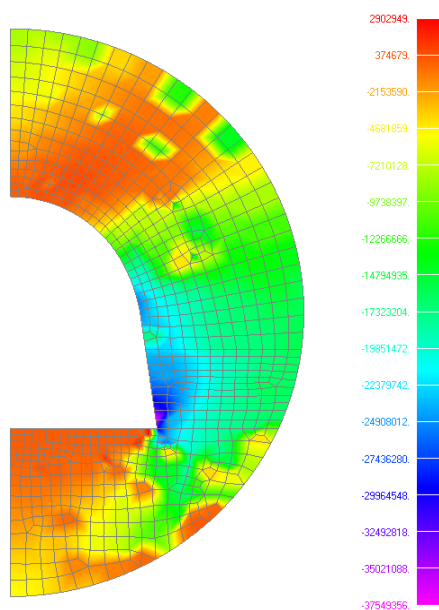


Рисунок 4.2 - Розвиток зон енерговиділення масиву розвантаження відслонень

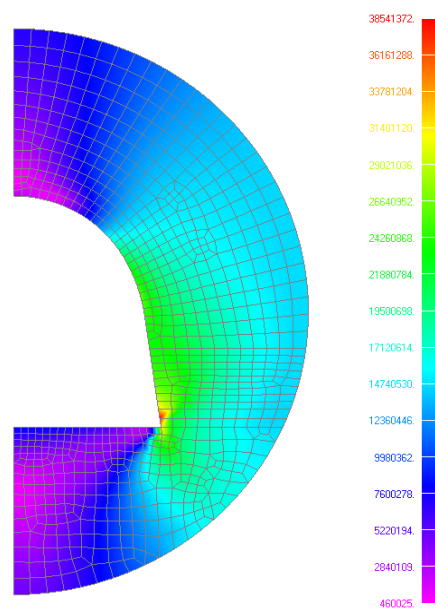


Рисунок 4.3 - Формування області пластичного руйнування за критерієм Мізесу

Результати моделювання показали формування радіальних зон навколо виробки, де відбувається початкове енерговиділення масиву у вигляді розвантаження відслонених породних поверхонь (рис.4.2). Як результат інтенсивного розвантаження масиву виникають і охоплюють ділянки приконтурного масиву зони пластичного руйнування (за критерієм Мізесу) (рис. 4.3).

Аналіз результатів моделювання дозволяє визначити, що основним місцем концентрації пружних напружень є зона приконтурних порід у боках виробки, а зона концентрації пластичних переміщень (за Мізесом) – в покрівлі і підшві виробки. Площа цих зон може бути визначена графічно,

тому що в процесі моделювання витримано масштаб геометричної подібності. Результати геометричного підрахунку дозволяють визначити запаси накопиченої потенційної енергії в зонах пружного стиснення порід навколо виробки і витрати енергії на пластичне деформування порід навколо виробки. За результатами інструментальних спостережень (розд. 2.6) через показники розрихлення порід можна отримати витрати потенційної енергії на утворення нових поверхонь під час розвитку тріщин. Якщо різниця між накопиченою енергією пружного стиснення і витрат потенційної енергії на пластичне деформування і руйнування порід тріщинами від'ємна, тоді процес руйнування буде продовжуватись до моменту вичерпання надлишку енергії та встановлення рівноваги масиву.

Таким чином, на основі аналізу енергетичної рівноваги приконтурного масиву визначено середнє переміщення контуру виробок у шаруватому гірському масиві. У покрівлі та підшві виробки зростання переміщень більше, ніж в стінках за шаруватості порід, що є проявом міцніснрї анізотропії. Тому виробку потрібно розміщувати таким чином, щоб найбільш міцні породи відносно до розтягнення знаходилися в покрівлі та підшві виробки, а більш міцні до стиснення – у стінках.

#### 4.3. Аналітичні дослідження розвитку зони руйнування порід у слабометаморфізованому масиві

Для рішення пружнопластичних задач у прикладній механіці широко застосовується метод збурень малого параметру [130], в якому для крайових задач виконується розкладання загального рішення у вигляді рядів Фур'є за ступенями малого параметру, що містяться в умовах задачі як задана фізична величина. До таких параметрів, в першу чергу, треба зарахувати: розподіл напружень початкового поля масиву, форму перерізу виробки, анізотропію деформування порід і неоднорідність міцності порід навколо виробки,

нерівномірний опір кріплення по контуру, вплив ваги зруйнованих порід. Для умов виникнення руйнування порід навколо виробки розглянемо початкові умови: виробка круглої форми радіусом  $r_0$  розташована на глибині  $H$ . Початковий напружений стан масиву є гідростатичним і складові тензору напружень дорівнюють тиску від ваги порід  $p$ . За достатнього віддалення забою проведення виробки умови задачі відповідають плоско деформованому стану порід навколо виробки (рис. 4.4).

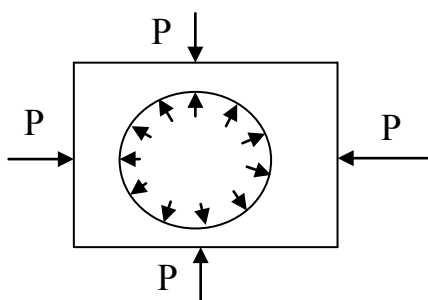


Рисунок 4.4 - Розрахункова схема задачі

Застосуємо полярну систему координат  $(r, \theta)$  з початком ( $r=0$ ) у центрі виробки, як таку, що має менше рівнянь для рівноваги системи порівняно з декартовою. Завдання полягає у визначенні напружено-деформованого стану порід під час утворення зони руйнівних деформацій навколо виробки, на контурах якої присутній постійний опір кріплення ( $q = \text{const}$ ).

До утворення зони руйнування порід навколо виробки існує розподіл пружних напруг (радіальних, тангенціальних та дотичних). За умови симетрії задачі нормальні напруження є головними, тангенціальне – максимальним ( $\sigma_1 = \sigma_\theta = 1$ ), а радіальне  $\sigma_3 = \sigma_r$  — мінімальним. Якщо міцність порід у масиві буде менше діючих напружень, навколо виробки виникає зона руйнування, де породи починають руйнуватися і, таким чином, виникає неоднорідність розподілу напружень. Модель поведінки зруйнованих порід приймається як сипуче середовище зі зчепленням і дилатансією.

Процес деформації гірничого масиву навколо виробки розглядаємо як занурення в напівплощину, де умова міцності має вигляд:

$$(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + 4\tau_{r\theta}^2 = \sin^2 \rho \cdot (\sigma_\theta + \sigma_r + 2c)^2 \quad (4.34)$$

де:  $\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_\theta$  – радіальне, тангенціальне і дотичне напруження в полярній системі координат,  $\rho, c$  – кут внутрішнього тертя і зчеплення на спадаючій гілці діаграми деформування,  $c = B\sigma_{min}$ ,  $\sigma_{min}$  – мінімальне з усіх головних напружень,  $B$  – постійна.

У зоні непружних деформацій розподіл напружень при ( $\sigma_{min} = \sigma_r$ ):

$$\sigma_r = qr^\mu, \quad \tau_\theta = (\mu + 1)qr^\mu, \quad \tau_{r\theta} = 0 \quad (1 \leq r \leq r_*) \quad (4.35)$$

Безрозмірний радіус зони непружних деформацій має вигляд:

$$r_* = \left[ \frac{2p - \sigma_\infty}{(A + 1)q} \right]^{\frac{1}{\mu}} [r_* \geq 1], \quad (4.36)$$

$$\text{де: } A = \frac{1 + \sin \rho}{1 - \sin \rho}, \quad \mu = 2 \frac{(A - 1)\rho + \sigma_\infty}{1\rho - \sigma_\infty}, \quad B = \frac{A + 1}{A - 1} \frac{\sigma_\infty}{2\rho - \sigma_\infty}.$$

$\rho$  – початкові напруження,  $\sigma_\infty$  – довготривала міцність;

$q$  – опір кріплення при  $r = 1$ .

Далі в дослідженні неосиметричний фактор вводиться з номіналом малого параметру у вигляді комплексного ряду Фур'є [130].

Спочатку розглянемо статичну рівновагу пластичної області навколо отвору при плоскому деформуванні:

$$\sigma_{r,r} + r^{-1}(\tau_{r\theta,\theta} + \sigma_r + \sigma_\theta) = -\varepsilon_r \gamma \sin \theta$$

$$\tau_{r\theta,r} + r^{-1}(\sigma_{\theta,\theta} + 2\tau_{r,\theta}) = -\varepsilon_r \gamma \cos \theta \quad (1 \leq r \leq r_*) \quad (4.37)$$

де  $\varepsilon_r$  – малий параметр при врахуванні сил гравітації,

$\gamma$  – об'ємна вага порід.

Напруження в пластичній області представимо рядами Фур'є за ступенями малого параметру:

$$\sigma_{ij} = \sum_{K=0}^{\infty} \varepsilon^K \sigma_{ij}^{(K)}, \quad (i, j = r, \theta) \quad (4.38)$$

і визначимо через функцію напружень:

$$\sigma_r^{(K)} = r^{-1}U_{,r}^{(K)} - r^{-2}U_{,\theta\theta}^{(K)}$$



$$\sigma_{\theta}^{(K)} = U_{r,r}^{(K)} \quad (4.39)$$

$$\tau_{r\theta}^{(K)} = -\left(r^{-1} \cdot U_{,\theta}^{(K)}\right)_{,r},$$

яка також знаходиться у вигляді розкладання по ступеням малого параметру з диференціального рівняння в часткових похідних другого або третього порядку. Рішення цих рівнянь визначаються в нескінченних рядах, комплексний коефіцієнт яких отримується із граничних умов задачі на контурі. Тому рішення задачі зведено до пошуку границі зони непружних деформацій і вигляду функцій напружень.

Підставивши (4.39) в (4.37) отримуємо систему лінійних неоднорідних рівнянь похідної 3-го порядку:

$$rU_{,rr} - (\mu + 1)(r^{-1}U_{,\theta\theta}), r^{-\mu}U_{,rr} = -\gamma r(\mu + 1) \sin \theta; \quad (4.40)$$

$$r(r^{-1}U_{,\theta}),_{rr} - r^{-1}(\mu + 1)^{-1}(U_{,r\theta} + r^{-1}U_{,\theta\theta\theta}) + 2(r^{-1}U_{,\theta}),_r = -\gamma r \cos \theta. \quad (4.41)$$

Даді розрахуємо (4.40) та (4.41) у вигляді суми часткового розв'язку неоднорідного рівняння та загального рішення однорідного рівняння.

Частковий розв'язок має вигляд:

$$U_i^{(1)} = m_i r^{k_i} \sin \theta \quad (i = 1, 2) \quad (4.42)$$

Підставивши (4.42) в (4.40), (4.41) отримаємо:

$$\text{для (4.40)} \quad m_1 = \frac{\gamma}{4} \frac{\mu + 1}{\mu - 2}, \quad k_1 = 3;$$

$$\text{для (4.41)} \quad m_2 = \frac{\gamma}{2} \frac{\mu + 1}{3\mu + 2}, \quad k_1 = k_2 = 3.$$

Частковий розв'язок співпадає. Достовірність виразів обмежен формулами (4.40) та (4.41), а потім використовується принцип суперпозиції.

Загальне рішення однорідних рівнянь (4.40) та (4.41) за методом Фур'є має вигляд  $U = R(r)T(\theta)$ .

Рівняння (4.40) поділяється на два звичайних диференціальних рівняння:

$$r^3 R''' - \mu r^2 R'' + crR' - cR + 0; \quad (4.43)$$

$$(\mu + 1)T'' + cT = 0. \quad (4.44)$$

Рішення (4.43) та (4.44) з урахуванням (4.42) для функції напружень:

$$\begin{aligned}
 U_1 &= m_1 r^3 \sin \theta + (c_2 r^{\lambda_1} + c_2' r^{\lambda_2} + c_2'' r)(c_3 e^{in\theta} + c_3 e^{-in\theta}); \\
 n &= [c(\mu + 1)^{-1}]^{0,5}; \\
 \lambda_{1,2} &= 0,5(\mu + 2) \pm \sqrt{0,25(\mu + 2)^2 - c}.
 \end{aligned}
 \tag{4.45}$$

Рівняння (4.45) задовольняє граничні умови при  $r = 1$ :

$$\sigma_r^{(1)} = r^{-1} U_{1,r} + r^{-2} U_{1,\theta\theta} = 0;$$

$$\sigma_{r\theta}^{(1)} = -(r^{-1} U_{1,\theta})_r = 0.$$

Враховуючи, що  $n = 1$ ;  $c = \mu + 1$ ;  $\lambda_1 = c$ ;  $\lambda_2 = 1$ ;  $c_2 = -2\mu^{-1}$ ;  $c_3 = \bar{c}_3 = 0,5m_1 i^{-1}$ ;  $c_2', c_2'' = 0$  функція напружень з урахуванням нульового та першого наближення має вигляд:

$$U_1 = U^{(0)} + \varepsilon U_1^{(1)} = (\mu + 2)^{-1} q r^{\mu+2} + \varepsilon m_1 \sin \theta (r^3 - 2\mu^{-1} r^{\mu+1}).$$

Компоненти тензору напружень в зоні відповідають (4.47) та забезпечують умову (4.40):

$$\sigma_r^{(0)} + \varepsilon \sigma_r^{(1)} = q r^\mu + 2\varepsilon m_1 \sin \theta (r - r^{\mu-1});$$

$$\sigma_\theta^{(0)} + \varepsilon \sigma_\theta^{(1)} = -2\varepsilon m_1 \cos \theta (r - r^{\mu-1});$$

$$\tau_{r\theta}^{(0)} + \varepsilon \tau_{r\theta}^{(1)} = -2\varepsilon m_1 \cos \theta (r - r^{\mu-1}).$$

Наступний етап рішення: визначення форми пластичної межі з огляду на спряження розподілу напружень у зоні непружних деформацій, що описується в (4.47), і пружного поля, розв'язок проводиться за функцією комплексних перемінних [131].

Знайдемо функції  $\Phi^*(Z)$  та  $\Psi^*(Z)$  голоморфні у всій площині до контуру  $L$ , яка є межею пружних і пластичних зон. Відобразимо зовнішню  $L$  площину  $Z$  на зовнішність одиничного кола  $\chi$  площини  $\xi$  за допомогою функції  $\omega(\xi)$ , яку розкладемо в ряд за ступенями параметру  $\varepsilon$  зі збереженням нульового та першого наближення:

$$\omega(\xi) = D(\xi + \varepsilon \sum_{k=0}^{\infty} \alpha_k \xi^{-k}),$$

де  $D$  – розмір незбуреної межі пластичної зони,  $k, \alpha_k$  – параметри характерні збуренню від дії гравітації на форму зони непружних деформацій.

Введемо позначення граничних умов на  $L$ :  $\Phi(\xi) = \Phi^*[\omega(\xi)]$ ;  $\Psi(\xi) = \Psi^*[\omega(\xi)]$ .

$$4 \operatorname{Re} \Phi(\xi) = (\mu + 2)q(\omega\bar{\omega})^{0,5\mu} + i\varepsilon m_1 \left[ \left( \frac{\omega}{\bar{\omega}} \right)^{0,5} - \left( \frac{\bar{\omega}}{\omega} \right)^{0,5} \right] \cdot [4(\omega \cdot \bar{\omega})^{0,5} - (\mu + 2) \cdot (\omega \cdot \bar{\omega})^{0,5(\mu-1)}] \quad (4.48)$$

$$2 \frac{\omega}{\bar{\omega}} \left[ \frac{\bar{\omega}}{\omega \Phi} + \Psi \right] = \mu q(\omega\bar{\omega})^{0,5\mu} - 4i\varepsilon m_1 (\omega\bar{\omega})^{0,5} \cdot \left( \frac{\bar{\omega}}{\omega} \right)^{0,5} + i\varepsilon m_1 (\mu + 2)(\omega\bar{\omega})^{0,5(\mu-1)} \left( \frac{\bar{\omega}}{\omega} \right)^{0,5} \left[ \frac{\omega}{\bar{\omega}} - \frac{(\mu-2)}{(\mu+2)} \right]. \quad (4.49)$$

Визначимо  $\omega(\xi), \Phi(\xi), \Psi(\xi)$  за граничними умовами (4.48), (4.49) методом [131]. Представимо (4.48) через (4.47), зберігаючи члени першого порядку за  $\varepsilon$ :

$$2\Phi(L) + 2\bar{\Phi}(L) = (\mu + 2)qD^\mu (1 + 0,5\mu\varepsilon \sum_{k=0}^{\infty} \alpha_k L^{-k-1} + 0,5\mu\varepsilon \sum_{k=0}^{\infty} \bar{\alpha}_k L^{-k-1}) - i\varepsilon m_1 (L - \bar{L}) [4D - (\mu + 2)D^{\mu-1}] \quad (4.50)$$

Рівняння (4.50) представимо у вигляді двох функцій, одна з яких голоморфна всередині, а друга ззовні одиничного контуру  $\chi$ :

$$F^-(L) = 2\Phi(L) - (\mu + 2)qD^\mu \sum_{k=0}^{\infty} \alpha_k L^{-k-1} - i\varepsilon m_1 L^{-1} [4D - (\mu + 2)];$$

$$F^-(L) = F^+(L);$$

$$F^- = 2\Phi(L) - (\mu + 2)qD^\mu \cdot \sum_{K=0}^{\infty} \alpha_K L^{-K-1} - i\varepsilon m_1 L^{-1} [4D - (\mu + 2)D^{\mu-1}]; \quad (4.51)$$

$$F^+ = -2\bar{\Phi}(L) + (\mu + 2)qD^\mu \left( 1 + 0,5\mu\varepsilon \sum_{K=0}^{\infty} \bar{\alpha}_K L^{K+1} \right) - i\varepsilon m_1 L [4D - (\mu + 2)D^{\mu-1}]. \quad (4.52)$$

Із врахуванням граничних значень  $\Phi(L)$  та  $\Psi(L)$  при  $L \rightarrow \infty$ , коли головний вектор зовнішніх сил  $x + iy \neq 0$  (з точністю  $\varepsilon^2$ ) маса порід в зоні непружних деформацій, а на нескінченності діє гідростатичне поле  $p$  то відповідно до [ ].

$$\Phi(\xi) = 0,5p + \varepsilon \frac{x + iy}{2\pi(H+1)} L^{-1} + 0(\varepsilon^2); \quad (4.53)$$

$$\Phi(L) = -\varepsilon \frac{x+iy}{2\pi(H+1)} L^{-1} + O(\varepsilon^2).$$

За теоремою Ліувілля [132] дві функції (4.51) і (4.52) є аналітичним продовженням одна одної через межу  $\chi$  та голоморфні у всій площині якщо дорівнюють постійній. Значення цієї постійної отримаємо спрямовуючи  $\xi \rightarrow \infty$  в правій частині (4.51) і з врахуванням (4.53) отримуємо:

$$F^+ = F^- = 2\Phi(\infty) = p. \quad (4.54)$$

Застосуємо до (4.52) операцію комплексного спряження і через (4.53) знову спрямуємо  $L \rightarrow \infty$ , тоді отримуємо:

$$D^\mu = \frac{2p}{q(\mu+2)^2}. \quad (4.55)$$

Із (4.51) з врахуванням (4.53) та (4.55):

$$\Phi(L) = 0,5\rho \left( 1 + 0,5\mu\varepsilon \sum_{K=0}^{\infty} \alpha_K L^{-K-1} \right) + i\varepsilon m_1 L^{-1} [4D - (\mu+2)D^{\mu-1}]. \quad (4.56)$$

Із (4.49) зберігаючи першу ступінь  $\varepsilon$ :

$$\begin{aligned} \Psi(L) = & 0,5\mu q D^\mu \left[ L^{-2} + 0,5(\mu+2)\varepsilon \sum_{K=0}^{\infty} \overline{\alpha_K} L^{K-1} + 0,5(\mu+2)\varepsilon \sum_{K=0}^{\infty} \alpha_K L^{-K-3} \right] \\ & - 2i\varepsilon m_1 D L^{-3} + 0,5i\varepsilon m_1 (\mu+2) D^{\mu-1} \left[ \overline{L^{-1}} - \frac{(\mu-2)}{L^{-3}(\mu+2)} \right] \end{aligned} \quad (4.57)$$

Із (4.48) за умови  $0 \leq k < \infty$ , а із (4.57) та (4.53) коли  $k \leq 0$ , то  $\alpha_k = 0$  при  $k > 0$  в (4.57) граничні умови  $\Psi(L)$  із (4.53) і прирівнюючи члени при  $L^{-1}$  отримуємо:

$$-\varepsilon \frac{(x-iy)H}{2\pi(H+1)} = 0,5\mu q D^\mu \cdot 0,5(\mu+2)\overline{\alpha_0}\varepsilon + 0,5i\varepsilon m_1 (\mu+2) D^{\mu-1} \quad (4.58)$$

Компоненти головного вектора зовнішніх сил визначаються із умови його рівності масі породи в зоні непружних деформацій:

$$x+iy = -i\gamma\pi(D^2-1) \Rightarrow x=0; \quad y = -\gamma\pi(D^2-1). \quad (4.59)$$

Підставивши (4.55) в (4.58) отримуємо:

$$\alpha_0 = i\gamma \left( \frac{H}{H+1} \cdot \frac{D^2-1}{\mu_p} + \frac{2m_1}{\gamma\mu q D} \right). \quad (4.60)$$

Рішення (4.42) закінчене.

Для рішення рівняння (4.42): частковий розв'язок (4.41) визначено раніше, знаходимо загальне рішення (4.42) методом Фур'є:  $u_2 = R(r) \cdot T(\theta)$ , що приводить до рішення двох звичайних диференціальних рівнянь:

$$(\mu+1)r^2 R'' + rR' + cR = 0; \quad T'' + cT = 0; \quad (4.61)$$

Аналогічно (4.47) знаходиться функція напруження [ ]:

$$u_2 = u_2^{(0)} + u_2^{(1)} = \left( A_1 r^\lambda + A_1' r^{\bar{\lambda}} \right) \left( A_2 e^{n\theta} + A_2' e^{-n\theta} \right) + m_2 r^3 \sin \theta. \quad (4.62)$$

де:  $n = i\sqrt{c}$ ;  $\lambda = \frac{\mu+2}{2(\mu+1)} + i\sqrt{\frac{c}{\mu+1} - \frac{(\mu+2)^2}{4(\mu+1)^2}}$ ;  $c$  - постійна інтегрування.

Підставивши (4.62) в (4.46) отримуємо при  $c=1$ ;  $n=i$ ;  $A_2 = \overline{A_2'} = im_2$ :

$$A_1 = A_1' = -d = -\frac{\mu}{\mu+1}. \quad (4.63)$$

Повна функція напружень із врахуванням нульового та першого наближення по  $\varepsilon$  матиме вигляд:

$$u_2 = (\mu+2)^{-1} q r^{\mu+2} + \varepsilon m_2 \sin \theta (r^3 - 2d \operatorname{Re} r^\lambda). \quad (4.64)$$

Вирішуючи аналогічно, що і  $\alpha_0$ , визначимо напруження в зоні непружних деформацій:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= q r^\mu + 2\varepsilon m_2 \sin \theta [r - d \operatorname{Re}(\lambda-1) r^{\lambda-2}]; \\ \sigma_\theta &= (\mu+1) q r^\mu + 2\varepsilon m_2 \sin \theta [3r - d \operatorname{Re} \lambda(\lambda-1) r^{\lambda-2}]; \\ \tau_{r\theta} &= -2\varepsilon m_2 \cos \theta [r - d \operatorname{Re}(\lambda-1) r^{\lambda-2}]. \end{aligned} \quad (4.65)$$

Визначаючи функції Мусхелішвілі [131], які відображають зовнішність контуру  $L$  на поверхню кола  $\chi$ :

$$\omega(L) = D(L + \varepsilon \sum_{k=0}^{\infty} \beta_k L^{-k}), \quad (4.66)$$

де  $\beta_k$ ,  $k$  - параметри, що визначаються з кінцевої формули функції Мусхелішвілі  $\Phi_2(L)$ .

Визначаємо за допомогою теорії Ліувілля [132] з точністю до  $0(q^2)$ :

$$\Phi_2(L) = 0,5 p (1 + 0,5 \mu \varepsilon \sum_{k=0}^{\infty} \beta_k L^{-k-1}) + 0,5 i \varepsilon m_2 L^{-1} [4D - d \operatorname{Re}(\lambda^2 - 1) D^{\lambda-2}]. \quad (4.67)$$

Із (4.65), а потім (4.66) знаходимо:

$$\begin{aligned}
2\Psi_2(L) = & \mu p \varepsilon \sum_{k=0}^{\infty} (k+1) \beta_k L^{-k-3} + i \varepsilon m_2 L^{-2} [4D - d \operatorname{Re}(\lambda^2 - 1) D^{\lambda-2}] + \\
& + \mu q D \mu [L^{-2} + 0,5(\mu+2) \varepsilon \sum_{k=0}^{\infty} \overline{\beta_k} L^{k-1} + 0,5(\mu-2) \varepsilon \sum_{k=0}^{\infty} \beta_k L^{-k-3}] - i \varepsilon m_2 L^{-3} [4D - d \operatorname{Re}(\lambda^2 - 1) D^{\lambda-2}] + \\
& + i \varepsilon m_2 L^{-1} d \operatorname{Re} \lambda (\lambda - 1) D^{\lambda-2}
\end{aligned} \tag{4.68}$$

З (4.53) для  $\Phi(L)$  при  $L \rightarrow \infty \Rightarrow \beta_k = 0$  за умови  $k \geq 0$  для  $k=0$   $\beta_0$  отримуємо коефіцієнт при  $L^{-1}$  в (4.68):

$$-2\varepsilon \frac{(x-iy)}{2\pi(H+1)} L^{-1} = \mu q D^{\mu} 0,5(\mu+2) \varepsilon \overline{\beta_0} L^{-1} + i \varepsilon m_2 L^{-1} d \operatorname{Re} \lambda (\lambda - 1) D^{\lambda-2} \tag{4.69}$$

З (4.59) визначаємо (4.69):

$$\beta_0 = \frac{i}{\mu p \left[ \frac{H}{(H+1)\gamma(D^2-1) + m_2 d \operatorname{Re} \lambda (\lambda - 1) D^{\lambda-2}} \right]}. \tag{4.70}$$

Рішення (4.35) та (4.37) дає оцінку спотворення форми зони непружних деформацій навколо отвору у наступному вигляді:

$$\omega(L) = D(L + \alpha_0 + \beta_0). \tag{4.71}$$

За принципом суперпозиції, що дійсний за урахування перших ступенів розкладання по малому параметру [130], отримана узагальнена формула зони непружних деформацій з урахуванням всіх діючих факторів:

$$Z = \omega(\xi) = r_* \left( \xi + \sum_{\zeta=1}^5 \varepsilon_{\zeta} e^{i\theta_{\zeta}} \sum_{K=0}^{\infty} \delta_k^{(\zeta)} \xi^{1-k} \right)^5, \tag{4.72}$$

де:  $\xi$  – афікс одиничних окружностей;  $i$  – уявна одиниця;  $\varepsilon_{\zeta}$  – малий параметр, що відповідає  $\zeta$ - фактору;  $\theta_{\zeta}$  – кут відхилення осі симетрії  $\zeta$ -го фактору від вертикалі;  $\delta_k^{(\zeta)}$  – коефіцієнт викривлення форми ЗНД для  $\zeta$ -го фактору.

Під час аналізу (4.72) визначено, що вплив анізотропії затухає з підвищенням номеру гармоніки розкладу функції міцності в ряд Фур'є, на практиці можна прийняти номер не більше 4 порядку. Якщо номер гармоніки  $k = 1$  міцнісна анізотропія має фізичний сенс міцнісної неоднозначності, під

якою розуміють зміну міцності порід навколо виробки. Рішення визначає амплітуду конгруентного зміщення зони непружних деформацій в сторону порід з нижчою міцністю. За значного розвитку зони руйнування власна вага зруйнованих порід за малого опору кріплення призводить до переміщення межі зони вгору по підвісній лінії (рис. 4.5). Кількісна оцінка цього ефекту методом малого параметру для критичної ситуації не придатна. За нерівномірного опору кріплення взаємодія з породами може бути представлена у вигляді епюри поверхневих зусиль, тоді границя зони стає ближче до контуру, де рівень поверхневих зусиль більше. Чим більше розмір зони, тим менше вплив нерівномірності опору, тому вплив на форму зони обмежено гармонікою 3 порядку нерівномірності опору в ряду Фур'є. Границя зони прагне повторити форму виробки при формі зони наближеної до круглої форми за врахування гармонік не вище четвертого порядку.

Область цього рішення обмежена випадком дотику зони до контуру виробки (рис. 4.5).

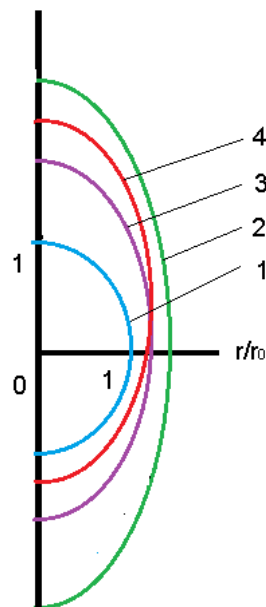


Рисунок 4.5 - Розташування зон деформування порід навколо виробки (1) за врахування анізотропії порід (2), міцнісної неоднорідності (3) та ваги зруйнованих порід (4)

Для розгляду стану порід зоні руйнування приймемо рівняння міцності зруйнованих порід у вигляді:

$$\sigma_{\theta} = k_p \sigma_r + \sigma_c, \quad (4.73)$$

де  $\sigma_c$  – міцність на стиснення,  $k_p$  – коефіцієнт кута внутрішнього тертя

$$k_p = \frac{1 + \sin \rho}{1 - \sin \rho}.$$

На основі отриманих результатів іспитів порід (розд. 3.4) можна прийняти, що залишкова міцність зруйнованих порід визначається боковим тиском ( $\sigma_2 = \sigma_3$ ), а міцність порід у зоні руйнування навколо виробки змінюється у радіальному напрямку від остаточної на контурі виробки до початкової  $\sigma_c$  на межі між пружною і непружною зонами деформування. Тоді прийнявши цю залежність лінійною, отримуємо рівняння міцності порід в зоні руйнування:

$$\sigma_{\theta} = (k_c + k_p) \cdot \sigma_r. \quad (4.74)$$

Далі підставляючи (4.74) у рівняння рівноваги (4.37) і після інтегрування за граничних умов ( $r = r_0$ ,  $\sigma_r = q$ ) отримуємо розподіл напружень в зоні руйнування:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= q \left( \frac{r}{r_0} \right)^{(k_c + k_p)}; \\ \sigma_{\theta} &= (k_c + k_p + 1) q \left( \frac{r}{r_0} \right)^{(k_c + k_p)}; \\ \tau_{r\theta} &= 0. \end{aligned} \quad (4.75)$$

Для визначення радіусу зони руйнування використаємо рівняння радіальних і тангенційних напружень на кордоні зони руйнування і масиву підстановкою (4.75) і (4.37) та після перетворень отримуємо:

$$r_z = r_0 \left[ \frac{2p - \sigma_c}{(k_p + 1)q} \right]^{\frac{1}{(k_c + k_p)}}. \quad (4.76)$$

Для визначення розподілу напружень за межами зони руйнування порід підставимо (4.76) у (4.75), тоді радіальний опір на кордоні зони руйнування визначається:



$$\sigma_{rz} = \frac{2p - \sigma_c}{k_p + 1}. \quad (4.77)$$

Далі, підставляючи у (4.37) значення  $\sigma_{rz}$  із (4.77), отримуємо вираз для визначення розподілу пружних напружень за межами зони руйнування порід:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= p \left[ 1 - \frac{k_c + k_p}{2 + k_c + k_p} \left( \frac{r_z}{r} \right)^2 \right]; \\ \sigma_\theta &= p \left[ 1 + \frac{k_c + k_p}{2 + k_c + k_p} \left( \frac{r_z}{r} \right)^2 \right]; \\ \tau_{r\theta} &= 0. \end{aligned} \quad (4.78)$$

Таким чином доведено, що на зовнішньому кордоні зони руйнування радіальне напруження не залежить від розмірів виробки і опору кріплення. Тоді із (4.75) можна отримати рівень опору жорсткого кріплення, коли зона руйнування не утворюється, яке відповідає (4.77):

$$q = \frac{2p - \sigma_c}{k_p + 1}. \quad (4.79)$$

Підставивши значення отримуємо оцінку необхідного опору кріплення для розглянутих умов, що складає 4,4...5,8 МПа. Це на порядок перевищує несучу здатність використовуваних конструкцій (0,2–0,4 МПа).

#### 4.4. Розробка основ руйнівного деформування порід навколо виробки

Для розгляду механічної поведінки гірських порід у зруйнованому стані проаналізуємо результати повних діаграм деформування порід.

Позамежева ділянка діаграми деформування  $\sigma_1 - \varepsilon_1$  складається з двох характерних ділянок: падаюча ділянка зниження опору гірських порід, на якій гірські породи переходять у стан уламкового руйнування і ділянка руйнівного деформування. При цьому виділяється пластова окремість, яка утворюється в результаті розвантаження порід від порожнини виробки в масиві з розкриттям по площинам послаблення, якими є площини нашарування в неоднорідній породі або по площині контактів для шарів,

таким чином за оголення порода збільшує обсяг під час зняття навантаження та за рахунок розкриття тріщин по слабким контактам.

Якщо перед вибієм виробки породи знаходяться у понадмежовому напруженому стані ( $\gamma_H \gg \sigma_{ст}$ ), тоді за оголення виникає збільшення обсягу порід від розвантаження з реалізацією пружної енергії стиснення, яке у випадку перевищення критичних показників енерговиділення призводить до виникнення руйнування порід (рис. 4.6).

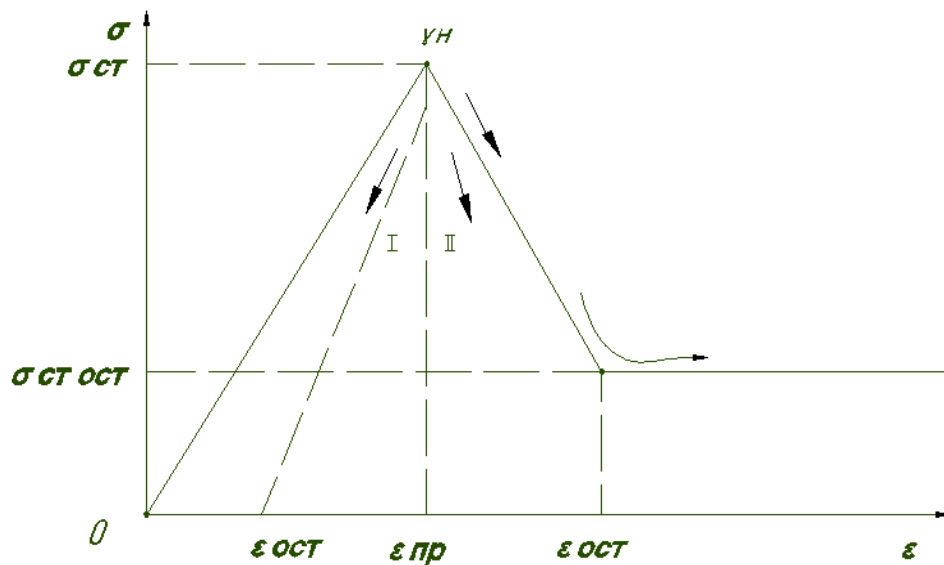


Рисунок 4.6 - Напрямки деформування порід у межевому стані

Розвантаження по лінії I проходить, якщо не виникло жодного руйнування породи, обумовлено розширенням масиву при знятті гравітаційних навантажень і величина деформації визначається остаточними деформаціями  $\epsilon_{ост}$ , однак розпушення порід відбуватися не буде, оскільки пластової окремості не утворилися. Якщо відбулося виділення пластової окремості, тоді процес зняття навантажень порід протікає по шляху II в області позамежного деформування та руйнування порід.

За умови, що за постійних напружень ( $\sigma = \text{const}$ ) деформації безмежно зростають ( $\epsilon \gg 0$ ), здимання порід відбувається за поточною швидкістю, обумовленою продовженням руйнування порід у цьому напрямку в масиві.

Тому, верхня точка діаграми ( $\sigma_{ст}, \varepsilon_{пр}$ ) є критичною та рівновага у цій точці є умовою стійкості порід. Рівняння позамежового деформування гірських порід має вигляд:

$$\sigma_1^* = (2\lambda + 1)\sigma_3 + R_{cm} - E^*[\varepsilon_1' - (2\lambda + 1)\varepsilon_3'] \quad (4.80)$$

де  $\sigma_1^*$  – опір на позамежовій стадії деформування;

$E^*$  – деформаційна характеристика, має значення модулю спаду при одновісному стисненні, в умовах об'ємного напруженого стану в загальному випадку  $E^*$  є функцією  $\sigma_3$ .

В результаті фізичне рівняння позамежового деформування гірських порід буде мати вигляд:

$$\sigma_1^* = (2\lambda + 1)\sigma_3 + R_{cm} - E^* \cdot \varepsilon_1' \quad (4.81)$$

Для цієї ділянки діаграми  $\sigma_1 - \varepsilon_1$  (рис. 3.6), що відповідає уламковому руйнуванню гірських порід, правдиве рівняння:

$$\sigma_1 = (2\lambda + 1)\sigma_3 + R_{cm}^0 \quad (4.82)$$

Залежно від рівня деформованого стану гірських порід в масиві можуть існувати: суміжна з контуром зона уламкового руйнування, позамежового деформування та domeжового деформування. В умовах слабометаморфізованого масиву зафіксована наявність трьох вищеперерахованих областей.

Критерії теорії тріщиноутворення А. Гриффіта [127] найбільш адекватно описує механізм деформування в умовах перенапруженого стану порід як крихкого руйнування, тому вони можуть бути використані для опису механізму тріщиноутворення в гірських породах.

На базі цих припущень можна проаналізувати процес руйнування приконтурних порід навколо виробки.

Інструментальними спостереженнями для досліджуваних шахт встановлено, що початкове оголення контуру порід під час проведення виробки в умовах перенапруженого стану порід ( $\gamma H/R_c \geq 1$ ) викликає інтенсивне руйнування породних оголень. Початкові переміщення порід у

вигляді відшарувань відбуваються одночасно на всій поверхні породного контуру виробки. Треба відмітити, що контурні реperi, встановлені у 3...4 м від вибою проведення, вже не зафіксують початок цих зміщень, більш точним є безперервний запис переміщень порід. З іншої сторони, породи розташовані на глибині 1...1,5 м в покрівлі та підшві виробки, показують практично однакові швидкості переміщень.

За оголення в породах покрівлі зникає підпір вийнятих з перетину виробки порід, тому розпочинається процес розкриття площин послаблення, де зчеплення порід незначне, і з часом відбувається розшарування порід. У покрівлі зникнення навантаження від ваги налягаючих порід також зменшує зчеплення по площинам послаблення, далі проявляються пружні деформації з відновленням форми ( $\varepsilon_{\text{упр}} = \varepsilon - \varepsilon'$ ), що викликає розшарування порід.

До розвантаження порід порожниною виробки поперечні деформації відсутні ( $\varepsilon_2 = 0$ ), оскільки існує опір порід, за умови його зникнення з'являються деформації  $\varepsilon_2$  під дією навантажень, переданих боковим розпором  $\sigma_2$  від геостатичних напружень рівних  $\gamma H$ .

Поперечні деформації  $\varepsilon_2 = \mu * \varepsilon_1 = \mu * \frac{\gamma H}{E}$ , які складають  $2\varepsilon_2$  (ліворуч та праворуч), діють на глибині зони розвантаження порід ( $b$ -ширина виробки) і викликають вертикальний підйом порід підшви з виникненням вертикального розпушення порід ( $K_p = 1,025...1,05$ ). Глибина витискання порід пропорційна глибині зони розвантаження (половина від ширини виробки, в той же час підтверджена М. Ольденготтом (0,75) та М.М. Касьяном (1,0-1,3), тоді кут зустрічі  $\alpha$  залежить від властивостей порід і для слабометаморфізованих порід  $\alpha = 64^\circ$  (Рис.4.7).

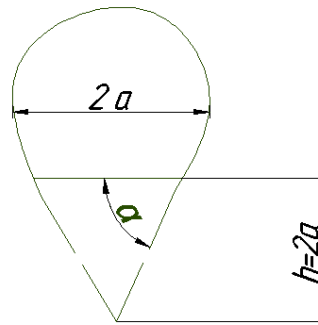


Рисунок 4.7 - Розрахункова схема визначення кута зустрічі порід

Незначне зчеплення порід між шарами, наявність великої кількості площин ослаблення та перехід від об'ємного до одновісного напруженого стану приводить до інтенсивного руйнування та розпушування порід безпосередньої покрівлі та підшви виробки. Крім того на породи покрівлі діють сили власної ваги зруйнованих порід. В цілому механізм переміщення порід, в тому числі і здимання, навколо окремої виробки поза зоною впливу видобувних робіт наведеного на рисунку 4.8. Такий характер руйнувань порід під час проведення виробок отримано за результатами інструментальних спостережень, за результатами спостережень за переміщенням глибинних реперів, а також підтверджується іншими дослідниками [82,109].

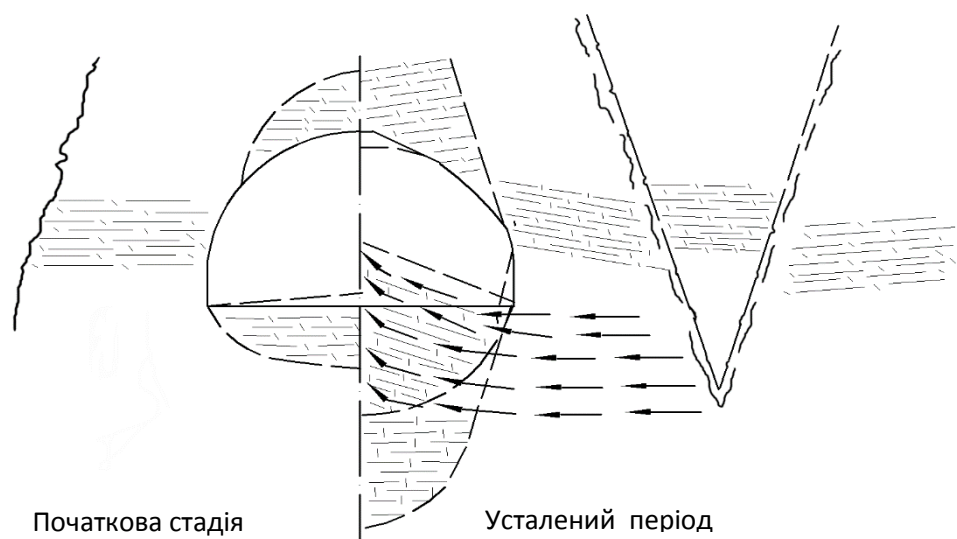


Рисунок 4.8 - Механізм деформування приконтурних порід слабометаморфізованого масиву

Процес деформування порід навколо виробки під час її проведення починається з руйнування порід, тому радіальні зміщення є об'ємними деформаціями порід масиву. Подальші деформації порід (усталений тиск) є результатом розповсюдження процесу руйнування порід у масив.

Деформація порід покрівлі у вигляді розшарування призводить до зависання деякої частини масиву над боковими породами виробки, що збільшує концентрацію напружень (рис. 4.9).

Під час проведення виробки в початковий момент оголення порід по бокам концентрація напружень відсутня, оскільки не створено консольного зависання порід в покрівлі. Під час розвитку процесу розшарування збільшується концентрація напружень на бокові породи, вони починають деформуватися руйнуванням оскільки присутня умова  $k\gamma H > \sigma_{cm}$ . Руйнування відбувається у вигляді інтенсивної тріщинуватості, представленій магістральними тріщинами розриву, наближено паралельними вісі  $\sigma_1$ . Руйнування поверхні контуру виробки викликає переміщення напружень у глибину масиву. При цьому для нової опорної площі вага порід перерозподіляється через зависання частини масиву в покрівлі, що призводить до збільшення концентрації напружень в боках виробки. Цей процес викликає деформування породи у боках виробки, і якщо  $k\gamma H > \sigma_{cm}$ , тоді також відбувається повторне руйнування породи, але при цьому площа оголення віддаляється, породи знаходяться в умовах об'ємного стиснення ( $\sigma_{ct}'' > \sigma_{ct}'$ ).

З другого боку, виникнення руйнування бокових порід збільшує ширину оголення порід покрівлі (прольот), що, у свою чергу, ініціює процес вигину наступного шару порід покрівлі. За досягнення критичного розміру ширини оголення порід виникне обрушення наступного шару у покрівлі і висота склепіння обрушення збільшиться, що, відповідно, викличе збільшення висоти консолі зависання порід у покрівлі і далі повторно викличе підвищення концентрації напружень у боках виробки. За досягнення

критичних значень концентрації напружень у боках виробки відбудеться повторне руйнування порід в боках виробки на більшій глибині від контуру виробки. Це явище є самоповторюваним до моменту перевищення рівня напружень над об'ємною міцністю порід у масиві, що і зафіксовано інструментальними спостереженнями (розд. 2.4).

Процес поширення деформування порід у масиві уповільнюється, оскільки зі збільшенням глибини об'ємна міцність порід  $\sigma_{ст}$  збільшується швидше, ніж зростає концентрація напружень в боках виробки від завантаження шарів порід.

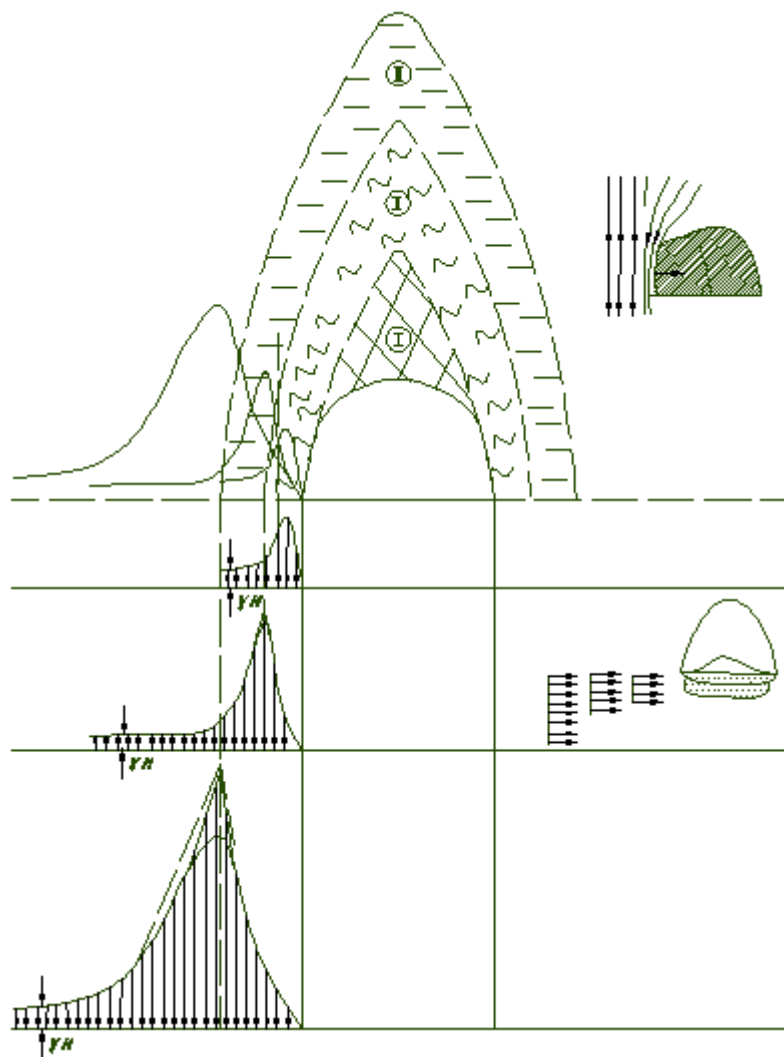


Рисунок 4.9 - Механізм перерозподілу напружень навколо виробки

Таким чином, після проведення виробки відбувається ступінчасте прикладення навантажень з концентруванням напружень на окремих

ділянках, що з часом поглиблюється у масив. Цей процес призводить до залучення в процес руйнування більш глибоких шарів порід.

У результаті переміщень порід над виробкою утворюється зависання породної консолі, яка приводить до зростання концентрації напружень в боках виробки порівняно з початковим тиском  $\gamma H$ . Величина напружень для розглянутих умов досягає 11...19 МПа, що перевищує об'ємну міцність порід у масиві на стиснення (розд. 3.5). Наявність оголеної бічної поверхні виробки за умови зазначеного вище зростаючого вертикального навантаження приводить до крихкого руйнування в боках з розривом суцільності та утворенням наскрізних магістральних тріщин, утворюючих нові площини оголення. Між цими площинами відбувається поступове вертикальне опускання окремих блоків бічних порід. Ці блоки в нижній частині мають нахил в сторону виробки 45...80°, тому їх опускання викликає горизонтальний пошаровий зсув порід та витиснення зруйнованих порід у порожнину виробки.

Руйнування порід підшви у вигляді складкоутворення відбувається в результаті спільної дії зазначених вище горизонтальних зрушень та деформацій, розташованих під виробкою шарів порід, які під час створення порожнини виробки раптово змінюють напружений стан від об'ємного стиснення у осьове стиснення та вигин (розтягнення).

Для створення розрахункової моделі деформування порід розглянемо теоретичні основи механіки контактної взаємодії породного блоку з оточуючим масивом зруйнованих порід.

Спочатку відмітимо подібність зафіксованого спостереженнями стрибкоподібного процесу переміщень порід у боковому масиві (розд. 3.4), який експериментально визначається як занурення клиновидного тіла у напівплощину (рис. 4.10).

Для визначення головних показників процесу застосуємо методи теорії подібності та розмірності [133]. Відповідні безрозмірні комплекси, які



характеризують плоске занурення тіла, мають вигляд:  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\frac{x}{vt}$ ,  $\frac{y}{vt}$ , з яких тільки кути  $\alpha$  і  $\beta$  можуть визначати механічні показники процесу, в той час як інші тільки характеризують положення точок у просторі.

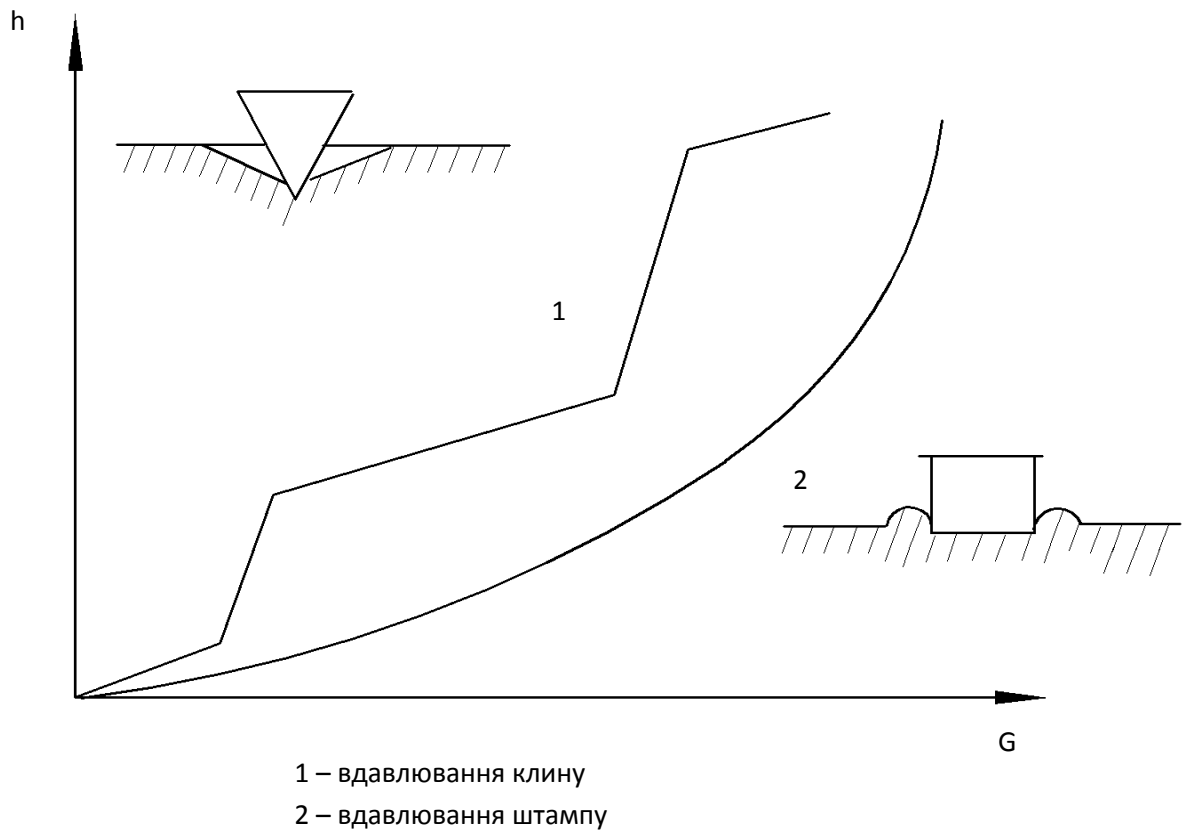


Рисунок 4.10 - Залежність глибини вдавлювання від навантаження

Тоді для збурення руху тіла у вигляді вертикального занурення клину у напівплощину тиск  $P$  визначається [133]:

$$P = c_1 \rho v^3 t, \quad (4.83)$$

де  $c_1$  – коефіцієнт пропорційності, який залежить від кута загострення і визначається за постійної швидкості занурення клину;

$\rho$  – щільність матеріалу напівплощини.

Для цього завдання у плоскій постановці існують наближені рішення для вертикального занурення клину [134]. Пружне рішення для контактної

задачі у постановці взаємодії без тертя отримано Дундурсом та Лі [135], Гдудос і Теосаріс [136] та Комніноу [137] для контакту з тертям, Боджі [138] – за відсутності прослизання. З аналізу цих рішень можна зробити висновок, що параметр  $\alpha$  визначає різницю модулю деформування та змінюється від -1, коли напівплощина жорстка, до +1, коли жорстким є клин. Значення  $\beta$  має аналогічні екстремуми  $\pm 1/2$ , однак коли контактні тіла нестисливі  $\beta = 0$ . Однак пружна постановка надає можливість отримати розподіл напружень в межах зони взаємодії контактних тіл, але розподіл руйнівних деформацій занадто наближений. З цієї точки зору виникнення переміщень матеріалу напівплощини під час занурення клину можна отримати за розгляду процесу занурення тупого клину [139], яке доводить, що пластичне деформування виникає, якщо кут загострення клину задовольняє умову:

$$\operatorname{ctg} \alpha \geq \frac{\pi r^x}{E^x}, \quad (4.84)$$

де  $r^x$  – межа плинності матеріалу напівплощин.

В іншому випадку під час занурення тупого клину реалізується руйнування матеріалу напівплощини з його стисненням до утворення гідростатичного напруженого стану.

Загалом, пружна постановка визначає порівняно незначні деформації, якими можна знехтувати, якщо відбувається пластичне деформування в зоні занурення клину. Такі аналітичні рішення застосовуються для пластичного деформування з виникненням ліній ковзання [140, 141], тоді пластичні деформації значно перевищують пружні і рішення стає коректним. Процес занурення клину супроводжується розтягуванням матеріалу напівплощини у напрямку головного вертикального напруження  $\sigma_1$  і одночасним стисненням у вигляді зсуву за горизонтальним напрямком  $\sigma_2$ .

За цих допущень розподіл ліній ковзання визначається [142] через кут розкриття ліній ковзання  $\psi$ , пов'язаного з кутом загострення клину  $\alpha$ :

$$\cos(\alpha - \psi) = \frac{\cos \psi}{1 + \sin \psi} \quad (4.85)$$

Приведення умов задачі до подібності умов занурення клиновидного блоку породи вимагає врахування тертя по берегам тріщин, яке пов'язано з відсутністю гладкого змикання поверхонь тріщин. В цьому випадку мають місце дві граничні умови: відсутність тертя і його рівень, який приводить до зчеплення з поверхнею ковзання. Враховуючи, що блок клиновидної форми занурюється у породи подібної пластичності, розгляд випадку за відсутності тертя дасть початковий рівень тиску занурення, а врахування тертя – тиск, за якого занурення припиниться (рис. 4. 11).

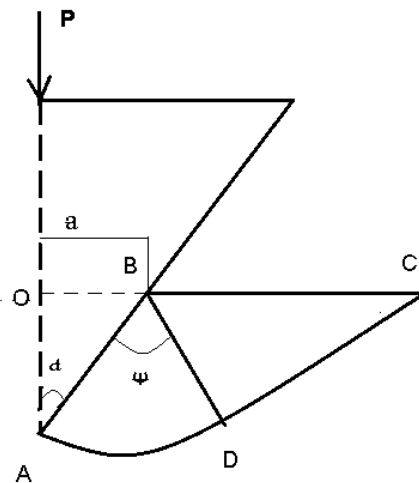


Рисунок 4.11 - Схема занурення гострого клину

Перший варіант занурення клина детально розглянутий в роботі Е.Хілла [141], де отримано вертикальний тиск початку пластичного деформування:

$$P = 2r^x(1 + \psi) \quad (4.86)$$

Другий варіант занурення з тертям має рішення при кутах загострення клину менше  $45^\circ$ , тоді нормальні і дотичні напруження на грані клину визначаються відповідно:

$$P = r^x(1 + \psi - \cos 2\alpha) \quad (4.87)$$

$$\tau = r^x \sin 2\alpha$$

Тиск занурення, що відповідає моменту зчеплення з напівплощиною отримано Хеддоу [139]:

$$P = 2r^x(1 + \psi) \quad (4.88)$$

Якщо ввести умову відсутності вертикальних переміщень на поверхні напівплощині, тоді можна реалізувати модель нестискуваного матеріалу напівплощини, що відповідає деформуванню порід в об'ємно напруженому стані масиву у напрямку віддаленої вільної поверхні виключно через пластичне деформування від дотичних напружень. Процес прорізання напівплощини концентрується на горизонтальних переміщеннях шарів в межах ліній ковзання. Тоді можна розглянути рівновагу клиновидного блоку з прикладеними на гранях нормальними і дотичними напруженнями (4.87), а рівняння рівноваги буде мати вигляд:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial \alpha} - 2r^x \frac{\partial \psi}{\partial \alpha} = 0.$$

Рішення його за методом Ньютона з підстановкою (4.85) і (4.87) дозволяє отримати залежність тиску в процесі занурення:

$$P = 2x \left[ p_0 \operatorname{ctg} \alpha + \frac{1}{2}(1 + \sin \alpha) + \psi \right]. \quad (4.88)$$

Залежність глибини занурення від вертикального тиску графічно представлена на рисунку 4.11 і може бути отримана з огляду на результати натурних досліджень у вигляді степеневої функції:

$$h = aP^n, \quad (4.89)$$

де  $a$  і  $n$  – параметри процесу занурення.

Для визначення  $a$  і  $n$  використаємо результати спостережень у західному магістральному відкотному штреку № 2 гор. 350м (шахта ім. Героїв космосу), де під час проведення присічної виробки було зафіксовано глибини занурення блоків. Беручи до уваги результати досліджень процесу розшарування порід покрівлі (рис. 4.9), визначаємо навантаження на приконтурний блок, прийнявши нерівномірний розподіл епюри напружень від консольного зависання порід покрівлі. Для діапазону

навантажень 8–13 МПа глибина занурення блоку склала близько 1 м за період існування виробки 3,5 р. Тоді показники параметрів  $a$  і  $n$  складають 0,501 і 0,101 відповідно.

Взаємозв'язок між вертикальним зануренням і горизонтальним зсувом шарів порід за умови ковзання шарів визначається за схемою (рис. 4.12) і дорівнює:

$$\Delta U = htg\alpha. \quad (4.90)$$

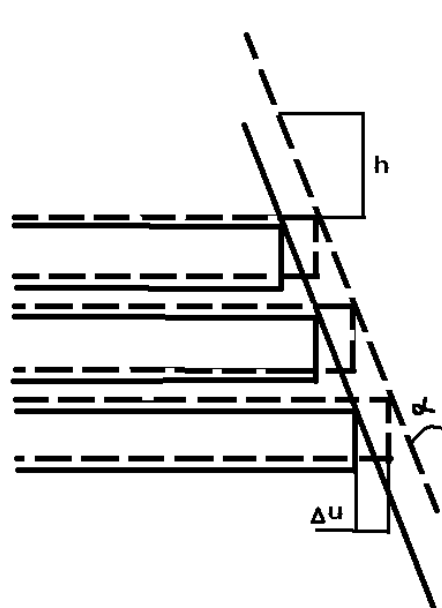


Рисунок 4.12 - Схема визначення горизонтальних переміщень порід під час занурення блоку

Залежно від ширини виробки, потужності шарів, їх міцності та крихкості поверхня порід підосви може мати гострокінцеву «шатрову» або плавну, куполоподібну в перерізі форму. При гострокінцевій формі складок зафіксовано розпушування порід до 133 % їх початкового обсягу.

Необхідно зазначити, що основна частина здимання порід реалізується у перші 2...4 місяці (до 70 % від річного переміщення).

Одночасно з процесом навантаження кріплення в процесі проведення виробки відбувається концентрація напружень в боках виробки, це призводить до створення в породах під боковими ціликами виробки стискаючих горизонтальних напружень, які діють нерівномірно і є зсувними

для дрібношаруватого масиву. Це призводить до подальшого розвитку розшарування (дискретизації), яке впливає на руйнування породи, тому що бере участь у процесі руйнування внаслідок направленою докладання зусиль.

Після проведення виробки у процесі спорудження кріплення в породах безпосередньої підшви утворюються вигинальні моменти, які в мілкошаруватих породах призводять до виникнення тріщин (симетрично площині нашарування порід), з огляду на несиметричність роботи кріплення за негоризонтального залягання порід. По мірі утворення тріщин відбувається розширення процесу тріщиноутворення у глибину масиву, при цьому вигинаючі моменти стрибкоподібно прикладаються до кожного наступного шару після зламу верхнього шару по мірі поширення цього процесу вглиб масиву, розпушення порід по осі стиснення шарів збільшується з наближенням до контуру виробки і продовжує зростати під час поширення процесів у масиві. Загасання процесу відбувається під час зменшення концентрації напружень до рівня міцності на вигин наступного шару порід.

Крім того йде процес переміщення порід з-під зон концентрації напружень у сторону відкритої порожнини виробки як процес витиснення уламків порід. Симетричний зустрічний рух порід призводить до здимання порід по доцентрових траєкторіях. На ділянці зустрічі витиснених порід поблизу вісі виробки відбувається «запливання» поверхні підняття порід, причому процес руйнування порід за умови вигину поширюється та триває вглибину. За формами здимання розрізняється як витиснення, так і видавлювання порід. Умова виникнення однієї з форм – швидкість навантаження порід або швидкість зростання концентрації напружень порід. Навіть за незначної величини напружень, що відрізняються від  $\gamma_H$  не більше, ніж у 2–3 рази, відбувається перерозподіл напружень і навколо відкритої порожнини виробки створюється розподіл напружень, обумовлений об'ємними силами масиву, внаслідок цього виникає явище вдавлювання

виробки у слабкий масив під дією концентрації напружень масиву, яке створює процес «підняття» підосви виробки, тобто здимання, що зафіксовано маркшейдерськими службами під час нівелювання за абсолютними відмітками. Під час значного зростання напруженого стану порід (наприклад, підхід зони опорного тиску) збільшуються деформації порід і перерозподіл напружень навколо виробки відбувається порівняно швидко, умовно рівномірний розподіл напружень навколо виробки порушується, реалізуються переміщення блоків порід, що і призводить до підняття порід шарів з різними фізико-механічними показниками. Всі форми здимання порід є у взаємозв'язку і відокремлення кожного виду в єдиному явищі неможливе, тому що вони комбінуються між собою залежно від умов і взаємозв'язку. Їх класифікацію або відмінні ознаки можна встановити відповідно до класифікації проявів гірського тиску за областю, що охоплює породи масиву, які беруть участь у механізмі прояву і відповідним навантаженням. Найбільшу відмінність проявів можна виокремити за формою здимання порід. Більш точне уявлення про механізм явища і, відповідно, про поєднання його форм дає оголення поверхні порід, тоді можна оцінити участь кожної з трьох форм. Класифікація здимання порід за ознаками зображено у таблиці 4.1.

Здимання порід має основні форми, взаємопов'язані між собою по площині і глибині. Форма по площині обумовлена механізмом за І.Л. Черняком [66], але цей механізм видозмінюється залежно від ступеня порушення порід, рівня  $\gamma_H$ , обумовленого боковим розпором порід і переважаючими деформаціями за випирання у відкриту порожнину виробок.

Таблиця 4.1 - Класифікація здимання порід

	Тип порід	m, м	P, МПа
здавлювання	безпосередній шар порід	2-4	1,0-2,0
видавлювання	основний шар порід	4-10	2,4-4,0
здимання	породний масив	70-100	10,0-30,0

Цей механізм характеризується порівняно невеликим періодом часу утворення (до 1 року), поширення цього явища для такого виду обмежується породами безпосередньої підшви. Цей вид здимання значно посилюється за зменшення потужності шару (тонкошаруватих) і збільшення стискаючих напружень. Найбільш часто це має місце для польових штреків, що зазнають значного впливу видобувних вибоїв. Форма здимання по глибині за А.П. Максимовим [83] виникає у підготовчих виробках із значним терміном служби, механізм утворення має час здійснення до 5 років, в місцях глибинного здимання завжди може бути присутнім інша форма за наявності горизонтальних напружень. Область поширення глибинної форми витискування порід – це основний шар підстилаючих порід. Механізм здимання полягає у пошаровому вигині порід до настання розлому і прикладанні навантаження до наступного за глибиною шару порід. Поступове переміщення розлому шарів безпосередньої підшви у виробку відбувається через зсув шарів по площині нашарування порід. Таке явище розлому шарів порід також широко спостерігається у тонкошаруватих породах покрівлі. Концентрація навантажень гірського тиску на обмеженій ділянці контуру призводить до характерного виположування спецпрофілю, вигинання зворотного склепіння, розлому бетонних стін потужністю до 1 м.

Значний вплив на переважаючу форму здимання порід має закладення виробки щодо вугільного пласта або шару порівняно міцних порід, тому що розподіл сил гірського тиску в цьому випадку не є однаковим.

У шаруватому гірському масиві сили гірського тиску розподіляються з орієнтуванням по двох взаємно-перпендикулярних напрямках: за площиною і перпендикулярно шаруватості. Шаруватість масиву призводить до того, що всі об'ємні сили масиву створюють напруження двох видів: нормальних і тангенційних, але не відносно до вертикальної площини, а відносно площини напластування. Причому з двох напрямків в площині шару один із напрямків матиме переважаюче значення, відповідно до величини напружень в площині шару.



У породах підосви гірничих виробок відбувається також розповсюдженню тангенційних напружень. Симетричність дії цих напружень призводить до їх сумування у породах безпосередньої підосви. Їх взаємне компенсування не відбувається, а створюється складання напружень по глибині та величині. Як наслідок, випирання порід перенаправляється вгору, як продовження дії сил тяжіння.

Якщо породи виробки у покрівлі і боках знаходяться під дією сили тяжіння, то породи підосви знаходяться в зоні розвантаження від контуру виробки, в породах зони розвантаження поширюються зусилля випирання у порожнину виробки внаслідок перерозподілу зусиль навколишнього масиву. Під дією сил тяжіння породний контур виробки осідає на зону розвантаження, тому в ньому виникають вертикальні переміщення порід, які пропорційні силам тяжіння  $\gamma_{cp}H$ .

Варто зауважити, що глибина розповсюдження вертикальних переміщень у підосві гірничих виробок визначається накладанням дії зусиль та реакції на силу тяжіння від ваги порід у зоні розвантаження. Їх накладання визначає глибину максимальних переміщень порід під час здимання. Чим більше вага порід в зоні розвантаження, тим глибше горизонт максимальних зміщень, чим більше сила тяжіння (чим глибше виробки), тим ближче горизонт до виробки.

Після визначення залежності глибини занурення  $\Delta U$  від вертикального тиску  $P$  за формулою (4.89) отримання горизонтальних переміщень зсуву шарів порід (4.90) дозволяє замкнути послідовність визначення висоти здимання порід підосви виробки. Для цього розглянемо екстремуми діапазону зрушень порід підосви у вигляді деформаційного процесу здимання складкоутворенням (рис. 4.13) і торосуванням (рис. 4.14).

Для першого варіанту, в якому досягається максимальне здимання порід, за умови нехтування пружними деформаціями і жорстко пластичному стані верхнього шару порід, що дозволяє припустити збереження лінійних

розмірів утворюваних елементів, висота здимання  $U_c$  після перетворень становить:

$$U_c = \sqrt{\Delta U(b + \Delta U)} \quad (4.90)$$

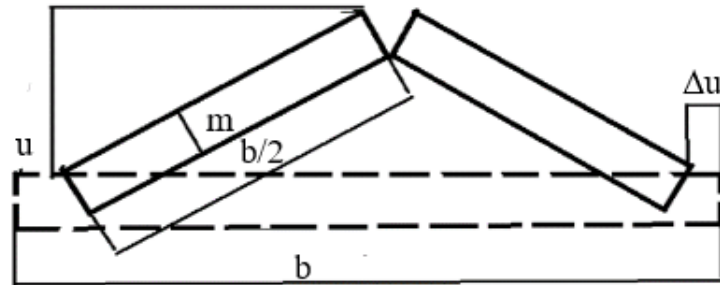


Рисунок 4. 13 - Схема розрахунку висоти здимання складкоутворенням

Для випадку деформування порід з накладанням шарів (торосування), який розповсюджується на глибину порід підосви відповідно глибині вертикального занурення породного клину  $h$ , висота здимання  $U_m$  може бути розрахованою за формулою:

$$U_m = 2 \sum_1^h m_i, \quad (4.91)$$

де  $m_i$  – потужність шарів порід підосви до глибини занурення блоку, м.

Проведення гірничих робіт супроводжується утворенням зони підвищеного опорного тиску, який чинить вплив на механізм деформацій порід навколо виробки. У підосві обваленого простору під дією сил тиску виникають підвищенні напруження, які, накладаючись на механізм переміщень в гірничих виробках, підсилюють одну з двох симетричних сторін здимання. Тому такий вплив опорного тиску буде віднесений від осі виробки до тієї сторони виробки, яка протилежна гірничим роботам, тому здимання порід у виробках буде спостерігатися асиметрично відносно геометричної осі.

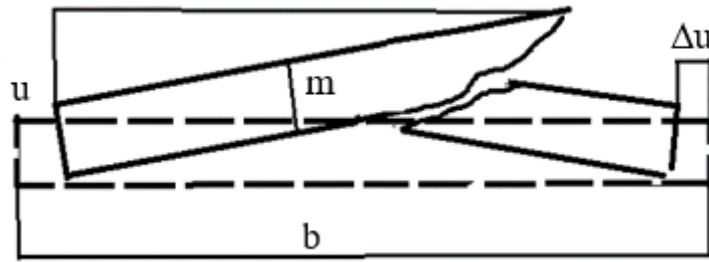


Рисунок 4.14 - Схема розрахунку висоти здимання торосуванням

Варто окреслити особливості розвитку руйнування слабомеіаморфізованих порід, що обумовлене такими причинами:

1. Геостатичний напружений стан порід ( $\gamma H$ ) перевищує опір руйнування порід ( $\sigma_{cm} < \gamma H$ )

2. Масив гірських порід не має значних за потужністю та витриманістю за площею шарів міцних порід, що призводить до рівномірного розподілу напружень гірського тиску в глибині масиву, без виникнення шарів – «перекриття» під час проведення одиночної виробки в масиві.

3. Короткий період ущільнення обрушених порід є причиною опускання стовпа порід над виробкою (інколи до денної поверхні), тому навколо виробки під час її проведення та підтримання розвиваються напруження пропорційні  $\gamma H$ , що зберігають свій рівень тривалий період часу.

4. У виробках спостерігається збільшення висоти здимання при зменшенні ширини виробки, це пов'язано з деформуванням порід під час здимання у вигляді пошарового зсуву. Так у випадку «меншої» ширини виробки розпушення охоплює породи по всій ширині виробки, так з'являється гостре розшарування. Якщо ширина виробки «більша», то відстань між складками проявляється як між розшарованою, так і здійсненою породою у вигляді гостро-розшарованих порід, тоді за рахунок великого розпушення гребінь здимання підіймається вище, а при достатній ширині

виробки розшарована форма зберігає всередині породи нерозшарованими та за рахунок цього має менше підняття у виробку (О.Якобі).

5. Тампонування закріпного простору відбувається на відстані 30–50 м від вибою проведення, де вже має місце значне розшарування порід покрівлі. Період затвердіння розчину становить 5–7 діб, вибій пересувається ще на 25–30 м, потім на відстані 60–80 м від вибою масив врівноважується. Таким чином тампонування порід створює жорсткість закріпленого контуру, тому зміщення порід від гірничого тиску інтенсифікуються через поверхню підосви.

6. Явище відриву днища спецпрофілю у верхній частині стійок кріплення КМП проявляються в результаті виникнення вигинаючого моменту, прикладеного до основи стійки під час підняття шарів порід (рис. 4.15).

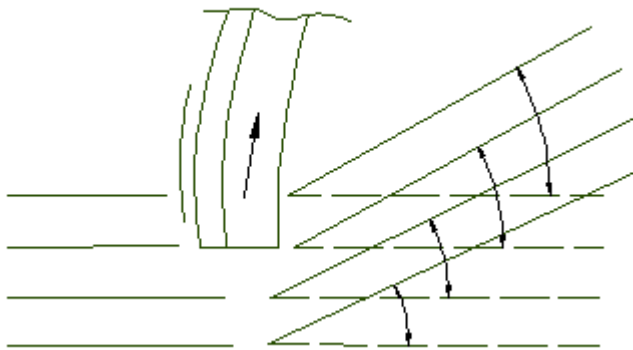


Рисунок 4.15 - Деформування кріплення під час здимання порід

Виникаючий момент, як векторна величина, направлений перпендикулярно площині підосви і під час повороту шарів відносно стійки, як вісі, створює вертикальні навантаження, в результаті чого виникає розрив спецпрофілю у верхній частині через ребро верхняку з прогином планки.

4.5. Розробка методики визначення навантаження на кільцеве кріплення в області зруйнованих порід

Для розробки методики розрахунку навантажень під час взаємодії системи «кріплення–зруйновані породи–масив» початково необхідно визначити можливий діапазон впливу опору кріплення на величину зрушень порід. Це дозволить виконати перевірку відповідності результатів у різних умовах підтримання виробки.

Вирішальним для забезпечення адекватності результатів під час взаємодії з зоною зруйнованих порід є представлення міцнісних властивостей цієї частини масиву, що обумовлює аналіз трьох моделей середовища:

- 1) ідеально сипучого середовища, де в будь-якій точці властивості однакові;
- 2) сипуче середовище зі зчепленням, де властивості однакові, але зчеплення відмінне від нуля;
- 3) середовище змінного зчеплення, яке відповідає деякій функції розміщення.

Обрання деформаційного розміщення вважаємо подібним до спадаючої гілки діаграми деформування для об'ємного напруженого стану ( $\sigma_3 \neq 0$ ), що має відповідати умові безперервної монотонності і погодженої з граничними умовами на кордонах зони руйнування. Як додаткова умова вважається, що у приконтурній зоні за зменшеного бокового тиску ( $\sigma_r \rightarrow P$ ) дезінтегрування порід супроводжується об'ємним стисненням, деформаційним розміщенням за перевагою крихкого руйнування. Підвищення опору кріплення ( $p = \sigma_3$ ) утворюється як результат зменшення ступеню ділатансії порід ( $\varepsilon_v$ ) і використання залишкової міцності масиву порід приконтурної зони. Серед відомих рішень варто виокремити:

- 1) для ділянки одиночної виробки поза зоною впливу лави і в зоні випереджаючого опорного тиску реалізується режим взаємовпливаючого деформування, кінцева рівновага системи «кріплення – приконтурний масив» досягається за відповідного опору кріплення;

2) після початку впливу видобувних робіт порушується зовнішня рівновага на межі зони руйнування і незайманого масиву, внаслідок цього радіус зони руйнування збільшується, а переміщення на контурі виробки та їх швидкість підвищуються;

3) нова рівновага в зоні випереджаючого опорного тиску від лави не досягається, тому що процес руйнування розподілений у часі і необхідне посилення кріплення має зменшити переміщення до допустимих для експлуатації виробки до моменту її погашення за лавою.

Варто внести зауваження, що рівновага зони зруйнованих порід існує за умови незатухаючих до нульового рівня переміщеннях контуру, і передбачає суттєве зменшення (на 1–2 порядки) інтенсивності переміщень породного контуру (до 0,2–0,5 мм/добу). В зоні опорного тиску лави переміщення досягають визначених, коли зона руйнування отримає усталену протяжність (після зупинки лави).

Для розглянутого підходу є можливим використати відомі положення механіки [143]:

1) для протяжної виробки, як початкове, розглядаємо невагому площину, послаблену вирізом, форма якого відповідає поперечному перерізу виробки, з напруженнями у віддаленості, що дорівнюють напруженням у непорушеному масиві (О. І. Динник [40], Г. І. Савин [54]); 2) для виробок глибокого закладання початковий напружений стан може бути прийнятий гідростатичним (К.В. Руппенейт [49], Ю.М. Либерман [50] та ін.);

3) на ділянках найбільшого концентрування напружень поблизу контуру виробки діючі напруження можуть перевищувати межу міцності порід, тоді переважаючим типом деформування порід є крихке руйнування (Г.М. Кузнецов [47], К.В. Руппенейт [14], Ю.М. Либерман [50] та ін.);

4) як умову рівноваги порід, деформування яких супроводжується крихким руйнуванням, можна обмежитися розглядом тільки прямолінійної ділянки похилої огинаючої паспорту міцності, тому що під час початкового гідростатичного напруженого стану діючі на контурі виробки нормальні

напруження знаходяться поза колом одновісного стиснення, крім того врахування різниці положень огинаючих для зруйнованих і непорушених порід є обов'язковим (А.Лабасс [48], К.В. Руппенейт [49], Ю.М. Либерман [50] та ін.);

5) для аналітичних досліджень вплив анізотропії порід на розподіл напружень навколо виробки найбільш доцільно враховувати на рівні емпіричних коефіцієнтів.

Вважаючи, що головною причиною, визначаючою кінцеве переміщення порід контуру, є об'ємне розширення (розрихлення під час псевдопластичних деформаціях), умову пластичного потенціалу приймаємо як [141]:

$$\varepsilon_{\theta} = \lambda ; \quad \varepsilon_r = -\lambda \left( 1 + \frac{df_r}{df_{(\sigma_r)}} \right), \quad (4.92)$$

де  $\lambda$  – довільний параметр,

$f_r$  – функція пластичності, яка описує поведінку пород,

$$f_{(\sigma_r)} = \sigma_{\theta} - \sigma_r.$$

Оскільки вплив опору кріплення на рівень кінцевих переміщень контуру виробки визначається функцією розміщення, необхідно розглянути найбільш поширені функції: експотенціальну, раціональну та гіперболічну.

Уявимо масив горних порід, як суцільне невагоме середовище, навантажене по зовнішньому контуру, де після проведення виробки виникають пружні та непружні деформації (рис. 4.16).

Неупружні деформації представлені псевдопластичними деформаціями крихкого руйнування. Гірнична виробка круглого окреслення знаходиться на достатньо великій відстані  $h$  від поверхні, а напружений стан гідростатичний (коефіцієнт Пуансона  $\nu = 0,5$ ), тоді можна розглядати вісесиметричну плоску задачу.

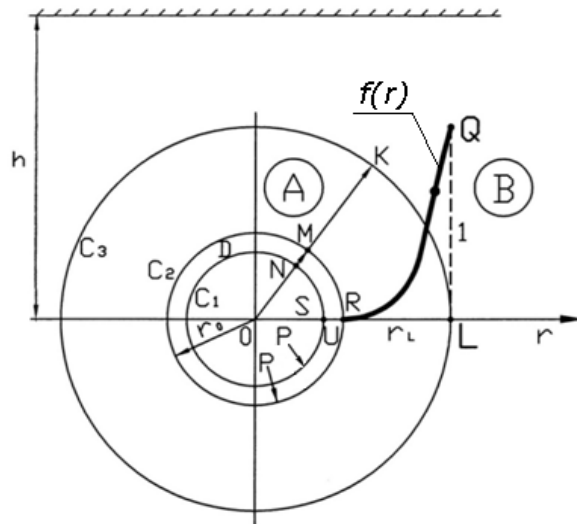


Рисунок 4.16 - Розподіл пружних та непружних деформацій

Застосуємо позначення:

$C_1$  – коло з радіусом  $r_0$  -  $U(OM - ON = OR - OS = U)$ ,

$C_2$  – коло з радіусом  $r_0$  ( $r_0 = OM = OR$ ),

$C_3$  – коло з радіусом  $r_L$  ( $r_L = OK = OR$ ).

Виокремимо на площині зону псевдопластичних деформацій  $A$  ( $A$  – зона, між колами  $C_2$  та  $C_3$ ); зону пружних деформацій  $B$  ( $B$  – зона, розташована поза колом  $C_3$ ), зону  $D$  ( $D$  – зона, між колами  $C_1$  та  $C_2$ ), яка характеризує зменшення перерізу у момент кінцевої рівноваги системи «кріплення–масив».

Переміщення кріплення визначаються:

$$U = OM - ON \text{ (або } U = OR - OS), \quad (4.93)$$

де  $r_0$  – радіус контуру виробки, до якого прикладено рівномірно розподілений тиск  $P$ .

Далі визначимо відносну зміну площі зони руйнування  $D$ , віднесену до площі кола з радіусом  $r_0$ . Очевидно, що площа зони  $D$  дорівнює:  $D = \pi[r_0^2 - (r_0 - U)^2]$ , тоді:

$$\frac{\Delta S}{S} = \frac{\pi[r_0^2 - (r_0 - U)^2]}{\pi r_0^2} = \frac{U(2r_0 - U)}{r_0^2} \quad (4.94)$$



Рівняння пластичності в зоні А має вигляд:

$$\sigma_{\theta} - \sigma_r = \alpha_2 \sigma_r + R_{cm} f(r), \quad (4.95)$$

де  $\sigma_r$  – радіальні напруження,

$\sigma_{\theta}$  – тангенціальні напруження,

$$\alpha_2 = \frac{2 \sin \varphi_1}{1 - \sin \varphi},$$

$R_{cm}$  – межа міцності порід,

$f(r)$  – функція, яка апроксимує залежність  $\frac{\sigma_{cm}}{R_{cm}}$ .

Для величин  $\sigma_r, \sigma_{\theta}$  має місце рівняння рівноваги:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_{\theta}}{r} = 0 \quad (4.96)$$

Позначимо через  $\varepsilon_r, \varepsilon_{\theta}$  – радіальні та тангенційні деформації. Тоді умова сумісності деформацій в зоні А має вигляд:

$$\frac{d\varepsilon_r}{dr} + \frac{\varepsilon_{\theta} - \varepsilon_r}{r} = 0 \quad (4.97)$$

Зауважимо, що за безкінечності (при  $r \rightarrow +\infty$ ) нормальні компоненти напружень дорівнюють один одному, а  $\tau_{\theta} = 0$ :

$$\sigma_r = \sigma_{\theta} = \mathcal{H}. \quad (4.98)$$

Інтерпретація формули (4.95) передбачає, що міцнісні властивості порід можна описати прямолінійною огинаючою кіл О. Мора:  $\tau = \sigma \tan \varphi_1 + K$ .

Запишемо формулу (4.95) у вигляді:

$$\sigma_{\theta} - \sigma_r = \psi(\sigma_r), \quad \psi(\sigma_r) = \alpha_2 \sigma_r + R_{cm} f(r) \quad (4.99)$$

Тоді, використовуючи властивості зони А і умову пластичного потенціалу для деформацій  $\varepsilon_r, \varepsilon_{\theta}$  можна записати:

$$\varepsilon_{\theta} = \lambda, \quad \varepsilon_r = -\lambda \left( 1 + \frac{d\psi}{dr} \right) \quad (4.100)$$

Відповідно (4.99) для  $\varepsilon_r$  із (4.100) отримаємо:

$$\varepsilon_r = -\lambda \left( 1 + R_{cm} \frac{df(r)}{dr} + \alpha_2 \frac{d\sigma_r(r)}{dr} \right) \quad (4.101)$$

Під час інтегрування рівнянь (4.96), (4.97), в які введені позначення (4.99), використаємо граничні умови:

$$\text{при } r = \infty, \quad \sigma_r = \sigma_\theta = \gamma h \quad (4.102)$$

$$\text{при } r = r_0, \quad \sigma_r = P \quad (4.103)$$

де  $P$  – опір кріплення ( $p = \text{const}$ ).

На рисунку 4.32 через  $r_L$  – позначена величина, що характеризує радіус кола  $C_3$ , поділяючого пружну зону В і зону руйнування А.

За умови безперервності необхідно вважати:

$$\text{при } r = r_L, \quad \begin{cases} \sigma_r^{(A)} = \sigma_r^{(B)} \\ \varepsilon_r^{(A)} = \varepsilon_r^{(B)} \\ \sigma_\theta^{(A)} - \sigma_\theta^{(B)} = \psi(\sigma_r) \end{cases} \quad (4.104)$$

Для функції  $f(r)$ , яка подана на рис.4.32 виділеною лінією, справедливе рівняння:

$$f(r_0) = 0, \quad f(r_L) = 1 \quad (4.105)$$

Крім того враховуємо:

$$\sigma_{rL} = (1 - \sin \varphi_1) \left( \gamma h - \frac{R_{cm}}{2} \right) \quad (4.106)$$

Підставивши вираз (4.98) у (4.95) отримуємо:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \alpha_2 \frac{\sigma_r}{r} + R_{cm} \frac{f(r)}{r} \quad (4.107)$$

Рівняння (4.107) є диференціальним рівнянням першого порядку. Тому його вирішення отримаємо методом варіації довільної постійної.

Розглянемо спочатку однорідне рівняння:  $\frac{d\sigma_r}{dr} = \alpha_2 \frac{\sigma_r}{r}$ , або представимо його інакше:

$$\int \frac{d\sigma_r}{\sigma_r} = \alpha_2 \int \frac{dr}{r} \rightarrow \sigma_r = C(\sigma_r) \cdot r^{\alpha_2} \quad (4.108)$$

Вираз (4.108) сформовано для знаходження рішення неоднорідного рівняння (4.107). Тоді, підставляючи  $\sigma_r$  з (4.108) у рівняння (4.107), отримуємо:

$$\frac{dC(\sigma_r)}{d\sigma_r} = R_{cm} \frac{f(r)}{r^{\alpha_1}}; \quad \alpha_1 = \frac{1 + \sin \varphi_1}{1 - \sin \varphi_1} \quad (4.109)$$

Рівняння (4.109) дає вираз для  $C(\sigma_r)$ :

$$C(\sigma_r) = R_{cm} \int r^{-\alpha_1} f(r) dr + C \quad (4.110)$$

де  $C$  – довільна постійна.

На основі (4.108), (4.110) знайдемо загальне рішення рівняння (4.107):

$$\sigma_r = r^{\alpha_2} \left[ R_{cm} \int_{r_0}^r r^{-\alpha_1} f(r) dr + C \right] \quad (4.111)$$

Враховуючи граничну умову (4.103), із (4.111) маємо кінцевий вираз:

$$\sigma_r = r^{\alpha_2} \left[ R_{cm} \int_{r_0}^r r^{-\alpha_1} f(r) dr + \frac{P}{r_0^{\alpha_2}} \right] \quad (4.112)$$

Якщо врахувати інтегрування у (4.112), тоді функція  $\sigma_r(r)$  є верхньою межею інтегралу. Підставляючи вирази (4.100) та (4.101) у диференціальне рівняння (4.97), отримуємо:

$$\frac{d\lambda}{dr} + \frac{\lambda}{r} \left[ \alpha_3 + \frac{R_{cm} r}{\alpha_2 \sigma_r + R_{cm} f(r)} \cdot \frac{df(r)}{dr} \right] = 0 \quad (4.113)$$

$$\text{де } \alpha_3 = \frac{2}{1 - \sin \varphi_1}$$

Диференціювання показує, що рівняння (4.113) має рішення:

$$\lambda(r) = \frac{C^*}{r^2 (\alpha_2 \sigma_r + R_{cm} f(r))} \quad (4.114)$$

де  $C^*$  – довільна постійна.

Використаємо позначення:  $\varepsilon_\theta = \frac{U}{r}$ ,  $\varepsilon_\theta = \frac{dU}{dr}$ , а також формулу (4.114),

визначим переміщення  $U(r)$ :

$$U(r) = \frac{C^*}{r (\alpha_2 \sigma_r + R_{cm} f(r))} \quad (4.115)$$

Для знаходження постійної  $C^*$  використаємо граничні умови, які мають місце при  $r = r_L$ :

Переміщення в зоні В визначаються з виразів:

$$U^{(B)} = \frac{1+\nu}{E} \cdot \frac{M}{r}; \quad M = \frac{r_L^2}{\alpha_3} (\alpha_2 \gamma h + R_{cm}) \quad (4.116)$$

Таким чином, постійна  $C^*$  у виразі (4.115) знаходиться з умови рівності радіальних переміщень (4.115) і (4.116).

Запишемо результати цих перетворень за умови, що зона А (зона руйнування) є однорідною, тоді:

$$U = \frac{2(1+\nu)r_L^2(\alpha_2 \gamma h + R_{cm})^2}{Er_0 \alpha_2 \alpha_3^2 P} \quad (4.117)$$

де  $\nu$  – коефіцієнт Пуассону,  $E$  – модуль Юнга.

Використовуючи викладений вище підхід, сформулюємо постановку задачі. Вважаємо, що функція  $f(r)$  і параметри  $\nu$ ,  $E$ ,  $R_{cm}$ ,  $P$ ,  $\varphi_1$ ,  $r_0$  задані. Тоді рішення задачі виконаємо у два етапи:

I етап: Враховуючи вирази (4.112), (4.106) маємо рівняння:

$$r_L^{\alpha_2} \left[ R_{cm} \int_{r_0}^{r_L} r^{-\alpha_1} f(r) dr + \frac{P}{r_0^{\alpha_2}} \right] = (1 - \sin \varphi_1) \left( \gamma h - \frac{R_{cm}}{2} \right) \quad (4.118)$$

з якого отримуємо значення  $r_L$ , яке характеризує зони А та В. Оскільки в лівій частині міститься інтеграл, далі знаходження  $r_L$  можна виконати чисельним методом.

II етап: Після знаходження  $r_L$  значення параметрів підставляються у вираз (4.117) і знаходимо переміщення:

$$U = \frac{2(1+\nu)r_L^2(\alpha_2 \gamma h + R_{cm})^2}{Er_0 \alpha_2 \alpha_3^2 P} \quad (4.119)$$

III етап: Використовуючи вираз (4.94) отримаємо графік функції  $\frac{\Delta S}{S}$

залежно від тиску:

$$\frac{\Delta S}{S} = \frac{U(2r_0 - U)}{r_0^2} \quad (4.120)$$

де  $U$  є функцією від  $P$ .

Такий чисельний підхід дозволяє знаходити якісні залежності  $U(r)$  та  $U(r_L)$ , для цього розглянемо варіанти функцій  $f(r)$  відносно  $(r - r_0)$ .

У першому варіанті задаємо функцію  $f(r)$  у експоненціальному вигляді:

$$f(r) = \beta_0 (r - r_0)^n e^{\frac{r}{r_0}} \quad (4.121)$$

де  $\beta_0$  – постійна, яка визначається з умови  $f(r_L) = 1$ :  $\beta_0 = \frac{1}{(r_L - r_0)^n} e^{-\frac{r_L}{r_0}}$ .

Тоді вираз (4.120) має вигляд:

$$f(r) = \frac{e^{-\frac{r_L}{r_0}}}{(r_L - r_0)^n} e^{\frac{r}{r_0}} (r - r_0)^n \quad (4.122)$$

де  $n$  – ціле число.

З виразів (4.118) та (4.122) слідує:

$$g_1 \cdot (r_L) = g_2 \cdot (r_L) \quad (4.123)$$

де

$$g_1 \cdot (r_L) = \int_{r_0}^{r_L} r^{-\alpha_1} (r - r_0)^n e^{\frac{r}{r_0}} dr \quad (4.124)$$

$$g_2 \cdot (r_L) = \frac{(r_L - r_0)^n}{R_{cm}} \left[ (1 - \sin \varphi_1) \left( \mathcal{H} - \frac{R_{cm}}{2} \right) r_L^{-\alpha_2} - \frac{P}{r_0^{\alpha_2}} \right] e^{\frac{r}{r_0}} \quad (4.125)$$

Рівняння (4.123) є основним для визначення  $r_L$ . Далі за виразом (4.119) можна визначити  $U$ .

Другий варіант функцій  $f(r)$  задаємо як раціональний у вигляді співвідношення поліномів:

$$f(r) = \frac{\beta_0 (r - r_0)^n}{r_0^2 + (r - r_0)^2} \quad (4.126)$$

В силу  $f(r_L) = 1$  функцію (4.126) можна записати:

$$f(r) = \frac{[r_0^2 + (r_L - r_0)^2]}{(r_L - r_0)^n} \cdot \frac{(r - r_0)^n}{[r_0^2 + (r - r_0)^2]} \quad (4.127)$$

За допомогою формули (4.127) перепишемо рівняння (4.118):

$$G_1 \cdot (r_L) = G_2 \cdot (r_L), \quad (4.128)$$

де

$$G_1 \cdot (r_L) = \int_{r_0}^{r_L} \frac{r^{-\alpha_2} (r - r_0)^n}{[r_0^2 + (r - r_0)^2]} dr \quad (4.129)$$

$$G_2 \cdot (r_L) = \frac{(r_L - r_0)^n}{R_{cm} [r_0^2 + (r_L - r_0)^2]} \left[ r_L^{-\alpha_2} (1 - \sin \varphi_1) \left( \gamma h - \frac{R_{cm}}{2} \right) r_L^{-\alpha_2} - \frac{P}{r_0^{\alpha_2}} \right]$$

Для третього варіанту функцій  $f(r)$  задаємо  $f(r)$  як гіперболічну функцію:

$$f(r) = \beta_0 \frac{(r - r_0)^2}{(r_L^{\max} - r)^k} \quad (n = 2, 3, \dots, k = 1, 2, \dots) \quad (4.130)$$

Використовуючи відоме  $f(r)$  у точці  $r_L$ :  $f(r_L) = 1$ , можна визначити  $\beta_0$ . Тоді із (4.130) отримаємо вираз:

$$f(r) = \frac{(r_L^{\max} - r_L)^k}{(r_L - r_0)^n} \frac{(r - r_0)^2}{(r_L^{\max} - r_0)^k} \quad (4.131)$$

Параметр  $r_L^{\max}$  можна обрати додатково як  $2r_L, 3r_L, \dots, r_L$ .

Значення  $r_L$  визначимо з рівняння:

$$Q_1 \cdot (r_L) = Q_2 \cdot (r_L) \quad (4.132)$$

$$Q_1 \cdot (r_L) = \int_{r_0}^{r_L} r^{-\alpha_2} \frac{(r - r_0)^n}{(r_L^{\max} - r_0)^k} dr \quad (4.133)$$

$$Q_2 \cdot (r_L) = \frac{(r_L - r_0)^n}{R_{cm} (r_L^{\max} - r_L)^k} \left[ r_L^{-\alpha_2} (1 - \sin \varphi_1) \left( \gamma h - \frac{R_{cm}}{2} \right) r_L^{-\alpha_2} - \frac{P}{r_0^{\alpha_2}} \right]$$

Виходячи з рівня припустимих переміщень порід, відповідно до діапазону піддатливості конструкції кріплення і залишкової (але не менше дозволеної) площі перерізу виробки, найбільш ефективним і технічно можливим є діапазон опору кріплення 1,5–2,5 МПа, в той час як для типових конструкцій він становить 0,2–0,6 МПа. По мірі заглиблення гірничих робіт цей інтервал  $P$  досягає 4,0–5,0 МПа, що збігається з результатами розділу 4.2.

Варто зауважити, що наведенні дослідження розглядають взаємодію кріплення з масивом, який наведений як жорсткий зафіксований контур непорушених порід через деформування зруйнованих порід. Однак така взаємодія потребує коригування у вигляді доповнення навантаженням, що

виникає під час відокремлення порід від масиву у вигляді обвалювання. Для цього уявимо схему розвитку зони обрушення порід (рис. 4.17), побудовану на основі інструментальних спостережень (розд. 2.5).

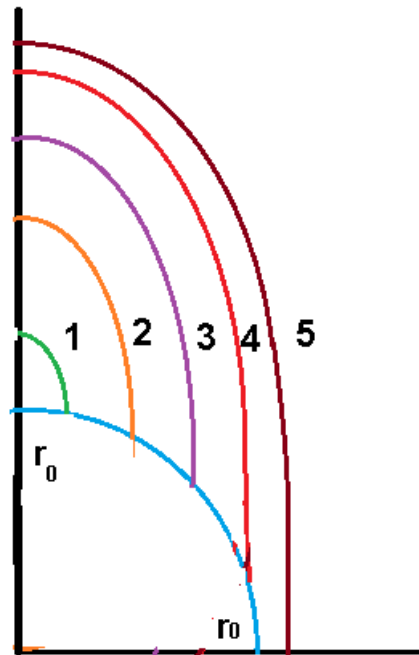


Рисунок 4.17 – Схема розвитку зони обрушення порід ( $r_0$  – радіус виробки, 1,2,3,4,5 – границя зони обвалювання на 10, 30, 60, 100 та 350 добу)

Розрахунок обсягу додаткового навантаження від ваги обрушених порід у плоскій постановці передбачає визначення площі під кривою обрушення, яка може бути розглянута як площа верхньої половини еліпсу обрушення до обрису виробки круглої форми, тому що вага порід нижньої зони навантажень на кріплення не додає. Розвиток зони обрушення у часі позначений точкою перетину зони з віссю ординат у вигляді залежності:

$$z' = 1 - C_i e^{-kt} \quad (4.134)$$

де коефіцієнти  $C_i$  і  $k$  визначаються з результатів спостережень.

Далі, використовуємо рівняння еліпсу і кола:  $\frac{z^2}{a^2} + \frac{x^2}{b^2} = 1$ ;  $z^2 + x^2 = r^2$

Вважаючи  $r = l$ , можна прирівняти вирази і знайти точку перетину фігур, де координати  $z$  і  $x$  однакові:

$$\frac{z^2}{a^2} + \frac{x^2}{b^2} = z^2 + x^2 \quad (4.135)$$

Тоді помноживши на  $b^2$  обидві частини, отримаємо:

$$b^2 z^2 \left( \frac{1}{a^2} - 1 \right) = x^2 (b^2 - 1).$$

Площа зони обрушення становить:

$$S = \frac{\pi}{2} (ab - 1) \quad (4.136)$$

Звідкіля складова навантаження від обрушених порід:

$$P = 2\gamma^o \frac{\pi}{2} \left( ab - \frac{b^2 z^2 \left( \frac{1}{a^2} - 1 \right)}{x^2 (b^2 - 1)} \right) \quad (4.137)$$

де  $\gamma^o$  – об'ємна вага обрушених порід. Результати розрахунків позначені на рисунку 4.18.

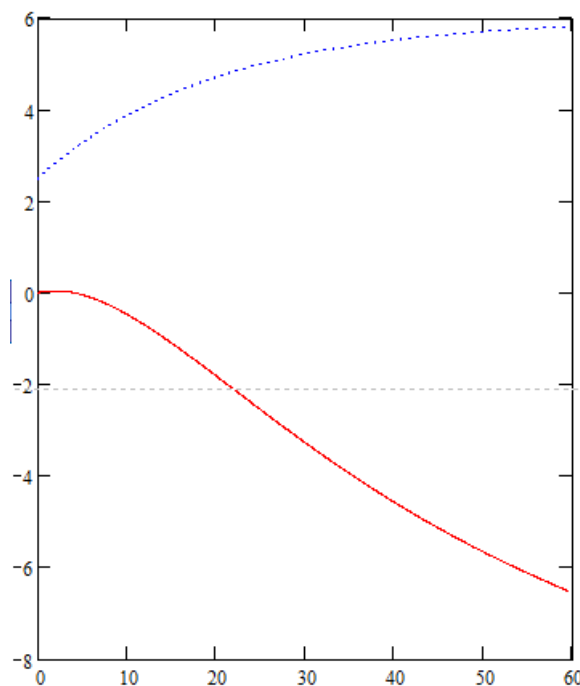


Рисунок 4.18 - Визначення навантаження від ваги обрушених порід (синя) та загального навантаження з врахуванням лемпфування обрушених порід (червона)



## Висновки за розділом 4

1. При перевищенні межового напруженого стану ( $\gamma H > R^*$ ) утворення виробки у слабометаморфізованому масиві викликає інтенсифікацію енерговиділення потенційної енергії оточуючого масиву на глибину 0,7 – 0,9 діаметра виробки як прискорення розвантаження породних відслонень і реалізується у вигляді збільшення радіальної конвергенції порід: за швидкістю у 3,7 – 4,4 рази та початковим періодом у 1,5 – 2,8 рази;

2. Внаслідок структурно-механічних особливостей слабометаморфізованих порід (тонкошаруватість складання, зменшене міжшарове зчеплення і низька об'ємна міцність) інтенсивність розшарування порід покрівлі має як за глибиною, так і у часі, експоненційно затухаючий розподіл і у діапазоні 0,8–3,6 м/добу викликає розвиток руйнування бічних порід з поділом їх магістральними тріщинами на окремі блоки різної форми залежно від швидкості розшарування порід покрівлі;

3. Обґрунтована модель асимптотичного розвитку руйнування навколо виробки у вигляді затухаючого автоколивального перерозподілу нормальних напружень стискання та дотичних напружень розтягування у масиві, причому в умовах слабометаморфізованих порід зворотний взаємозв'язок руйнування бічних порід та наступної інтенсифікації розшарування порід покрівлі визначається додатковим збільшенням прольоту відслонення порід покрівлі після поширення руйнування бічних порід;

4. Врівноважений стан оточуючого масиву в процесі руйнівного деформування слабометаморфізованих порід навколо виробки досягається на основі загального механічного процесу розвитку зони руйнування та взаємодії дискретних елементів порід навколо виробки за умови досягнення зоною зруйнованих порід форми несиметричного еліпсу, яка відповідає еквівалентному співвідношенню квадратів головних діагоналей еліпсу руйнування до показника міцнісної анізотропії порід;

## РОЗДІЛ 5

РОЗРОБКА ЗАСОБІВ ПРОВЕДЕННЯ І ПІДТРИМАННЯ ВИРОБОК В  
УМОВАХ РУЙНУВАННЯ СЛАБОМЕТАМОРФІЗОВАНИХ ПОРІД

## 5.1. Обґрунтування способів керування станом масиву, що руйнується

У гранично напруженому масиві розвиток зони руйнування порід навколо виробки відбувається поступово або стрибкоподібно, із затуханнями або безперервно, що засвідчує наявність стану нестійкої рівноваги. Зона довкола виробки заповнюється зруйнованими породами, цю зону можна вважати умовно дискретним середовищем, у якому за рахунок збільшення обсягу порід під час руйнування створюється навантаження на конструкцію кріплення виробки. Приймаючи контур незруйнованих порід як жорстку непорушну поверхню рівень навантажень на конструкцію кріплення визначається загальною вагою зруйнованих порід з врахуванням взаємодії блоків порід між собою, до того ж такий процес відбувається неупорядковано або хаотично. Внаслідок хаотичності зруйновані породи мають вигляд брил, уламків та інших елементів різноманітної форми. Розподіл зовнішніх навантажень на закріплений контур також формується хаотичним чином і вкрай нерівномірний через велику кількість форм різноманітної взаємодії породних елементів між собою. Через це є доцільним визначення навантажень на контурах кріплення шляхом застосування імовірного підходу, причому відхилення від усереднених значень можуть бути значні (у декілька разів) внаслідок локального точкового навантаження від взаємодії породних блоків.

В цілому зона руйнування порід навколо виробки є проміжною ланкою в системі «масив – зруйновані породи – кріплення», причому передача зовнішніх навантажень відбувається майже без втрат, оскільки несуча здатність зруйнованих порід у межах залишкової міцності (після руйнування) незначна, а напрямок створення тиску від зруйнованих порід

непередбачуваний, тому замість симетричних незамкнених конструкцій кріплень слід використовувати адаптивні кріплення, які проявляють більшу ступінь опору у напрямку максимальних навантажень, до того ж мають однакову стійкість за радіальним напрямком у площині (замкненість). Несуча здатність такого кріплення має сприймати навантаження від ваги зруйнованих порід і напруження, що передаються від контуру масиву суцільних порід. Причому з часом вага зруйнованих порід збільшується, а зовнішні навантаження зменшуються до геостатичних.

Для вирівнювання епюри навантажень від зруйнованих порід доцільне створення демпферного шару навколо кріплення (у вигляді дискретного сипучого середовища, що створить рівномірний розподіл навантажень на кріплення).

При затуханні зовнішнього навантаження слід використовувати стисливість зруйнованих порід для збереження площі перерізу шляхом збільшення площі розпором кріплення додаткового тиску.

Зовнішній породний контур суцільних порід слід штучно виводити до найближчого положення врівноваженого стану, визначаючи глибину руйнування в бічних частинах виробки ( $\sigma_{ст.}^*$ ) і створюючи стійкий контур у породах покрівлі за рахунок геометричної форми нового стійкого стану контуру (розд. 4).

Використання залишкової носійної здатності зруйнованих порід за ступенем впливу на зовнішні навантаження прямопропорційне втраті несучої здатності, проте створенням відпору від кріплення або об'ємного стиснення несучу здатність можна збільшити і таким чином перерозподілити зовнішні навантаження від масиву між кріпленням і зруйнованими породами, в тому числі за рахунок зменшення впливу ваги зруйнованих порід.

При цьому можлива постановка завдання щодо збереження площі перерізу виробки постійною зміною форми перерізу, який адаптується до оптимального розподілу навантажень – врівноваженого або рівномірного.

## 5.2 Розробка та промислові випробування конструкції кільцевого кріплення

Як встановлено проведенними дослідженнями (розд. 2), утворення навколо виробки зони зруйнованих порід викликає перерозподіл напружень і їх концентрування на ділянках контакту з кріпленням. Навколо контуру кріплення створюється зона дискретного стану порід, що складається з уламків різної форми, але які підпорядковуються закономірностям переміщень розпорного сипучого середовища з обмеженим тертям. Тому ідея кільцевого кріплення в цих умовах полягає у можливості адаптування до нерівномірного зовнішнього навантаження шляхом формозміни і виположуванням на ділянках концентрації навантажень і одночасного вигинання на ділянках з меншим навантаженням, що дозволяє перерозподілити несучу здатність всієї конструкції у відповідності до діючої епюри навантажень.

Вміщуючі породи відрізняються переважно дрібношаруватою будовою з незначним зчепленням, аж до його відсутності на міжшаровому контакті за наявності слюдистої присипки, детриту або органічних залишків, що призводить до високої швидкості розшарування порід покрівлі при відслоненні порід. Використання в таких умовах піддатливого рамного кріплення типу КМП посилює незрівноважений стан приконтурного масиву внаслідок відсутності підпору при осіданні порід покрівлі.

Зафіксований інструментальними спостереженнями коефіцієнт розпушення становить 1,03–1,05, що зазор над верхняками 200–300 мм відповідає відшаруванням порід покрівлі потужністю 4–9 м до моменту контакту порід з несучими елементами кріплення. Для визначеного діапазону швидкості розшарування (1,5–3,2 м/добу) процес активного навантаження конструкції кріплення відбувається в перші кілька діб після оголення

контур порід, що вимагає монтування постійного кріплення безпосередньо у вибої з відставанням не більше 1 м.

Виникаючі під час розшарування порід навантаження перевищують робочий опір кріплення (0,2 МПа) за статичною (0,3 МПа) і динамічною складовою (понад 1,7 МПа). Як наслідок, конструкція кріплення вичерпує паспортну піддатливість (300–400 мм) у період декількох діб після монтування, при цьому постійно зменшується висота виробки у світлі, що сприяє продовженню розшарування порід покрівлі. В результаті навколо виробки розвивається зона зруйнованих порід, що досягає 3–5-кратних розмірів виробки, і подальше підтримання здійснюється у дуже несприятливих умовах. Цей процес найбільш характерний для виробок площею перетину більше 15 м<sup>2</sup> (в чорні), тому що при менших розмірах глибина руйнування порід покрівлі обмежується граничним прольотом відслонення порід, який становить для Західного Донбасу 0,8–2,5 м [144].

По мірі розвитку зони руйнування навколо виробки виникає нерівномірний розподіл навантаження на конструкцію кріплення, що пов'язано з утворенням породних блоків і уламків довільної форми. Навантаження конструкції кріплення породними блоками відбувається як з виникненням локальних зон концентрації навантажень (ребра блоків), так і зон розвантаження (під час зависання блоків), що призводить до імовірного характеру їх розподілу.

Тампонування закріпного простору твердіючими розчинами омонолічує окремі уламки і створює над конструкцією породобетонний шар товщиною 0,3–0,7 м і міцністю 1,5–4,3 МПа, що дозволяє вирівняти епюру навантаження кріплення. Це поліпшення стану виробок відзначено на шахтах Західного Донбасу, які працюють на глибині до 300 м. За її перевищення тампонований шар порід, що механічно працює за схемою затиснутої балки, руйнується під дією навантаження гірського тиску, причому постійне зменшення вертикального розміру рамної піддатливої конструкції викликає концентрацію навантажень на тампонованих породах і сприяє їх подальшому

руйнуванню. Таким чином, поєднання піддатливого режиму роботи конструкції кріплення з жорстким режимом роботи породобетонного тампонажного шару є недоцільним.

Крім того, в умовах напівскельних слабометаморфізованих порід розташування рамної конструкції відкритою частиною короба СВП до масиву під час інтенсивного осідання породного контуру на кріплення призводить до занурення ребер металопрофілю в породи контуру масиву, що викликає додаткове руйнування порід у вигляді подрібнення. Площа контакту верхньої полиці двотаврового профілю з породною поверхнею істотно більше ( $0,2 \text{ м}^2$  на 1 м профілю порівняно з  $0,06 \text{ м}^2$  у СВП), що дозволяє значно збільшити радіус зони реакції кріплення.

На шахті Західно-Донбаська (блок № 2) було проведено порівняльні випробування замкнутих і кільцевих рамних конструкцій, у яких СВП замінили двотавровим профілем (рис. 5.1 та 5.2) відповідно.

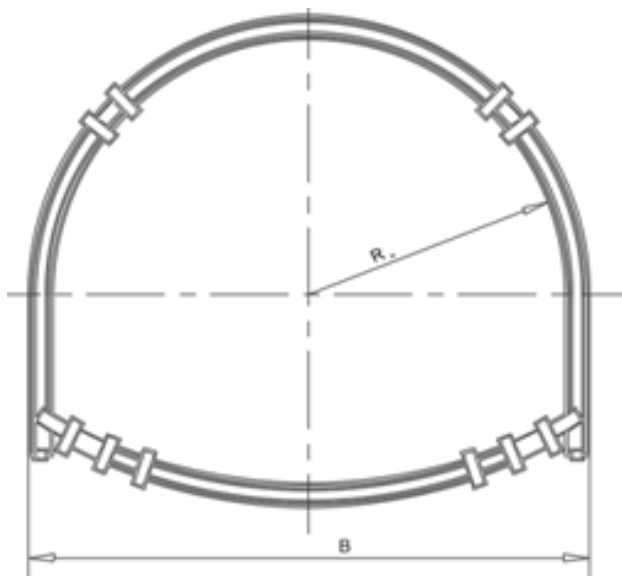


Рисунок 5.1 - Конструкція замкнутого кріплення з двотавра (КЗД)

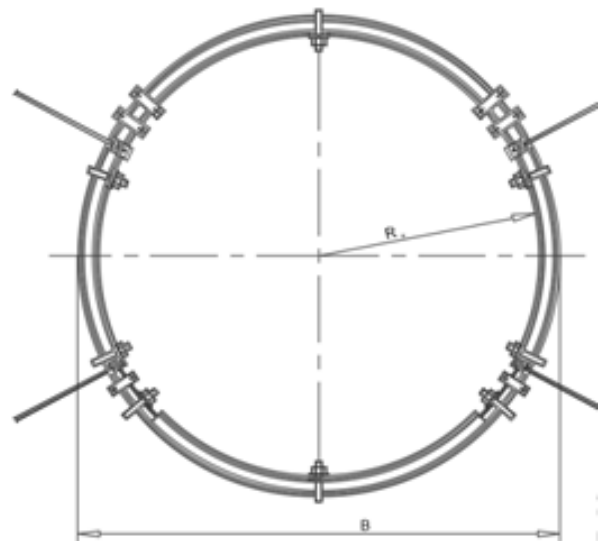


Рисунок 5.2 - Конструкція кільцевого кріплення з двотавра (КД) з елементами анкерного посилення

Конструкція кріплення КЗД (рис. 5.1) розроблена «Дніпрогірпрошахтом» і передбачає постійний пружний підпір покрівлі за

рахунок защемлення криволінійного верхняка з двотаврової балки. Щільний контакт кріплення з породним контуром виконується за рахунок тампонування міжрамного простору, яке збільшується в результаті укладання зтяжки на внутрішню полицю двотавра. Після заповнення закріпного простору жорстким швидко твердіючим розчином утворюється комбінована конструкція залізобетонного кріплення товщиною 0,3–0,5 м, у якій двотаврові елементи виконують функції армування.

Запропонована кільцева конструкція КД (рис. 5.2), в якій, крім більш високих характеристик міцності пружних показників, змінюється механізм взаємодії кріплення з породами. Застосування жорсткої замкнутої конструкції з верхняком у вигляді вигнутого відрізка двотавра дозволяє створити режим постійного пружного підпору під час опускання порід покрівлі, причому цей опір постійно збільшується за умови продовження переміщення порід покрівлі. Крім того кільцева форма конструкції дозволяє сприймати радіальний тиск порід незалежно від місця його виникнення. Зростання опору кільцевого кріплення відбувається внаслідок пружного прогину двотаврових елементів і дозволяє конструкції опертися на оточуючі породи внаслідок сплющування кільцевої форми за нерівностороннього навантаження. Ці дві форми взаємодії з контуром порід дозволяють досягнути зрівноважування масиву незалежно від напрямку розвитку максимальних зміщень порід покрівлі.

Кільцева конструкція кріплення КД (рис. 5.2) також представляє комбіновану конструкцію, що складається з чотирьох однакових криволінійних сегментів, які з'єднуються послідовно за допомогою накладок, жорстко пригвинчених до ребра двотаврового профілю. Особливість даної конструкції кріплення – можливість послідовного зведення конструкції, причому нижній сегмент можна приєднати до рами з відставанням від вибою виробки. Цим конструкція відрізняється від відомих, що вимагають початкового укладання нижнього сегмента. Анкерне посилення, що складається з чотирьох пар арматурних штанг, що закріплюються в шпурх

патронами органічного в'язучого, призначене для початкової підтримки відкритої конструкції з трьох верхніх сегментів. Прийнята обмежена довжина анкерного стрижня 1,8 м, хвостова частина якого має гвинтову різь і закріплена на металопрофілі гайками через фігурну планку. За аналогією з кріпленням КЗД в кільцевій конструкції передбачено тампонування міжрамного простору тужавіючим піщано-цементним розчином.

Методика випробувань передбачала виконання інструментальних спостережень за деформуванням контуру порід і кріплення, визначення навантажувального режиму конструкції за допомогою динамометричних досліджень приладами конструкції ЛПІ [145] та дослідження проб тампонажного розчину в період набуття ним міцності.

Партію кріплення КЗД встановлювали на експериментальній ділянці площею перетину  $15,5 \text{ м}^2$  (у світлі) довжиною 50 м під час проведення відкотного квершлягу на гор. 420 м (ПК3...ПК8 + 3,5 м). Геологічні умови ділянки представлені аргілітом міцністю 12 МПа у покрівлі і боках та вугільним пластом  $c_8^H$  потужністю 0,9 м міцністю 22 МПа в боках та аргілітом міцністю 10 МПа у підосві. Рамну конструкцію КЗД з двотавра марки 22С розміщували з частотою 1,81 рам/м при відставанні від вибою не більше 1 м. Закріпний зазор складає 220–350 мм в покрівлі та 70–180 мм в боках. Тампонування піщано-цементним розчином виконано з відставанням 12–35 м від вибою (на 4–8 діб). Кріплення у зворотному склепінні підводили через 45 діб.

Інструментальні спостереження за зміщеннями порід показали, що опускання порід покрівлі на конструкцію кріплення відбулося між 4–7 добами, надалі зміщення контуру порід і кріплення збігалися, стабілізувавшись через 38 діб на рівні 270 мм. Горизонтальні конвергенції порід і кріплення збіглися через 12 діб, досягаючи 98 мм за 80 днів спостережень.

Кільцеву конструкцію кріплення КД з двотавра 22С радіусом 2,2 м встановлювали під час проведення камери випрямляючих пристроїв гор. 390



м. Геологічні умови ділянки представлені аргілітом міцністю 12 МПа, який залягає в боках і підшві та вугільним пластом  $c_8^B$  потужністю 0,78 м міцністю 18 МПа. На експериментальній ділянці протяжністю 50 м кріплення КД встановили з частотою 1,81 рам/м (відставання від вибою не більше 1,5 м). Закріпний зазор складає у покрівлі 76–145 мм і 47–120 мм в боках. Тампонування жорстким розчином виконано в районі стрічкового перевантажувача (8–15 м від вибою). Зміщення порід покрівлі складають 89 мм зі стабілізацією на 25 добу, горизонтальна конвергенція 68 мм за 42 дня. Результати динамометричних спостережень наведено на рисунку 5.3.

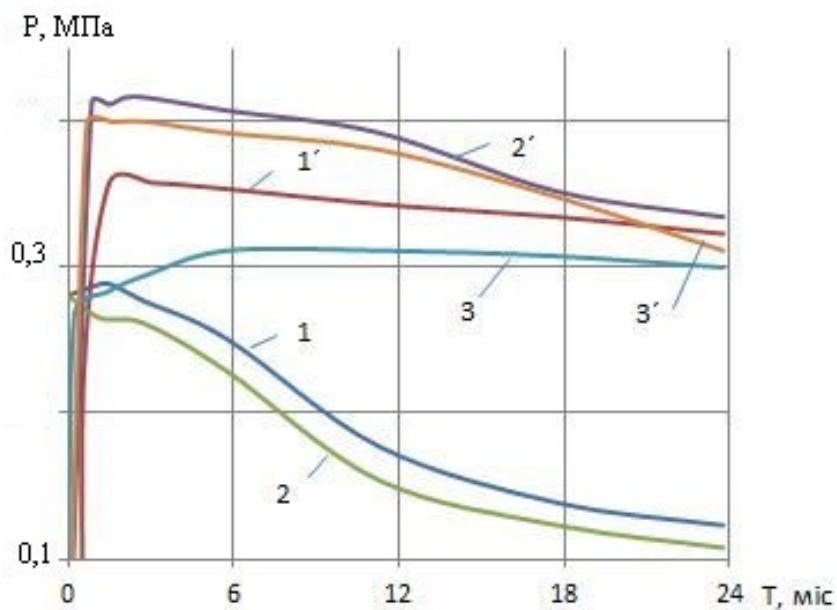


Рисунок 5.3 - Результати динамометричних досліджень конструкцій КЗД (1', 2', 3') та КД (1, 2, 3), де 1, 1' – у покрівлі; 2, 2' – з лівої сторони; 3, 3' – з правої сторони

Як показано на рисунку 5.3 для замкнутих конструкцій КЗД характерне початкове зростання навантажень до 3–4 МПа і подальше їх розвантаження після трьох місяців підтримання, причому ступінь розвантаження для кільцевої конструкції КД складає 2,25 рази, а для КЗД – 1,21.

Впродовж трьох місяців після монтування кріплення для відбору проб тампонажного матеріалу розкрили огороження закріпного простору. Проби бутового матеріалу були представлені затверділим тампонажним розчином з

включеннями окремих породних уламків неправильної форми. Потужність зони тампонованих порід 0,4–0,7 м. Обстеження розкритих порожнин встановило, що масив над верхняками – це розшаровані породи, причому горизонтальна їх тріщинуватість фактично закрыта під дією стискаючих навантажень, а субвертикалі тріщини розкриті на 0,7–6 мм. Розбирання шару забутованих порід у покрівлі показало, що закріпний простір складається переважно з пластових окремоностей товщиною 0,8–3,5 см, розділених по площині нашарування порід.

Узагальнення результатів динамометричних замірів і обстеження закріпного простору дозволяють зробити висновок, що зафіксований інструментально ефект розвантаження жорсткої рамної конструкції є наслідком прояву демпфірувальної здатності товщі розшарованих порід, що проявляється у компенсації зростання зовнішніх навантажень на кріплення в результаті ущільнення розпушених порід. При 3–5 % ущільнення (що відповідає коефіцієнту розпушення 1,03–1,05) двометрова товща порід має піддатливість до 100 мм.

Механізм взаємодії замкнутих залізобетонних конструкцій з приконтурним масивом комбінований: поєднання пружного підпору двотаврового армування з пасивним відсіканням шару породобетонного огородження, що доповнюється здатністю обрушених порід демпфірувати. Таке поєднання забезпечує збереження працездатності конструкції в період дії підвищених напружень періоду розвитку початкового гірського тиску. Ця конструкція має спільний режим деформування рамного армування і породобетонної огорожі за рахунок жорсткого деформування конструкції і затампованого шару приконтурних порід. Саме за цих умов несуча здатність комбінованої конструкції інтегрально складається з опорів складових елементів.

За 24 місячний період підтримання виробок навантажувальний режим конструкцій кріплення стабілізувався, що відповідало закінченню процесу

ущільнення розшарованих порід і сформувався усталений розподіл напружень гірського тиску навколо виробки.

Далі натурні виміри порівняли з результатами розрахунків несучої здатності конструкцій за прикладною програмою «KREP-TM», розробленою у ТулПІ [146]. Статичні розрахунки було виконано за схемою покрокового деформування з врахуванням виникаючої геометричної нелінійності контуру кріплення в процесі навантаження конструкції. Використання методу ступеневого і послідовного прирощування навантаження дозволяє рішення нелінійної задачі статично невизначеної конструкції звести до послідовного вирішення низки лінійних задач, що досягається коригуванням геометричної схеми конструкції для кожного ступеня навантажень. Умова міцності перерізу кріплення прийнята відповідно до вимог нормативних документів для залізобетонних конструкцій з жорсткою арматурою [147]:

- момент для стиснутих елементів армування:

$$M \leq R_b S_b - \sum \sigma_{si} S_{si}, \quad (5.1)$$

де  $R_b$  – розрахункова міцність затверділого заповнювача, МПа;  $S_b$  – статичний момент площі перерізу заповнювача, м<sup>3</sup>;  $\sigma_{si}$  – напруження в арматурному стрижні, МПа;  $S_{si}$  – статичний момент арматурного стрижня, м<sup>3</sup>;

- напруження в елементах армування:

$$\sigma_{si} = 340 \frac{\left( \frac{\omega}{\xi_i} - 1 \right)}{\left( 1 - \frac{\omega h_{oi}}{h} \right)}, \quad (5.2)$$

де  $\omega$  – характеристика міцності затверділого заповнювача;  $h$  – висота перерізу, м;  $h_{oi}$  – відстань від центру ваги перерізу до найбільш віддаленої точки стиснутої зони перерізу, м;  $\xi_i$  – відносна висота стиснутої зони заповнювача,  $I$  – відстань від центру ваги перерізу до найвіддаленішої точки стиснутої зони перетину, м;  $h$  – висота прямолінійної ділянки кріплення.

Для розрахунків прийняті фактичні умови проведення виробок: радіус кільцевої кріплення  $R = 2,2$  м, ширина  $B = 4,4$  м, висота  $A = 1,39$  м для

кріплення КЗД, типовий розмір двотаврового профілю 22С, міцність заповнювача (2,8–3,6 МПа). Зовнішнє навантаження задавалося як рівномірний розподіл вертикального та горизонтального тиску при коефіцієнті бокового тиску, що дорівнює одиниці. Модуль деформації ( $E_0 = 200$  МПа) і коефіцієнт Пуассона ( $\nu_0 = 0,42$ ) прийняті за результатами масових випробувань зразків неправильної форми методом розколювання сферичними інденторами на приладі БУ-39 в місцях відбору зразків порід.

Коефіцієнт відсікання кріплення розраховано за формулою Б.Г. Гальоркіна [148]:

$$K_0 = \frac{E_0}{R_H(1 + \nu_0)}, \quad (5.3)$$

де  $R_H$  – зовнішній радіус, м.

Розрахунки показали, що несуча здатність замкнутих кріплень зростає зі збільшенням міцності заповнювача закріпного простору за лінійним законом, причому за однакової міцності заповнювача підвищення несучої здатності для кільцевої конструкції в 2,5 рази вище, ніж конструкції КЗД аналогічних параметрів. Порівняння результатів розрахунків з натурними динамометричними вимірами довело, що для кріплення КЗД усталені навантаження складають 0,3–0,33 МПа, що відповідає розрахунковій несучій здатності (0,29–0,35 МПа). Однак у початковий період спорудження виробки динамічні навантаження перевищують несучу здатність кріплення на 25–28 %. Тому потрібно посилення її конструкції.

Для кільцевої конструкції КД зафіксовано початкові навантаження (0,25–0,28 МПа) складають 37–45 % розрахункової несучої здатності, а усталений рівень навантажень – тільки 18 % розрахункового опору. Таким чином, конструкція є недовантаженою весь період підтримки виробки, що призводить до перевитрат матеріалів кріплення. Доцільно удосконалити конструкцію для адаптування несучої здатності до конкретних гірничогеологічних умов. Доцільно зробити висновок, що вибирати параметри кріплення необхідно виходячи з умови забезпечення несучої

здатності конструкції у відповідності до діючих напружень гірського тиску в усталений період, а на час дії первинного гірського тиску передбачати можливість встановлення анкерного посилення для збільшення несучої здатності кріплення до рівня навантажень, що діють при підвищеному гірському тиску.

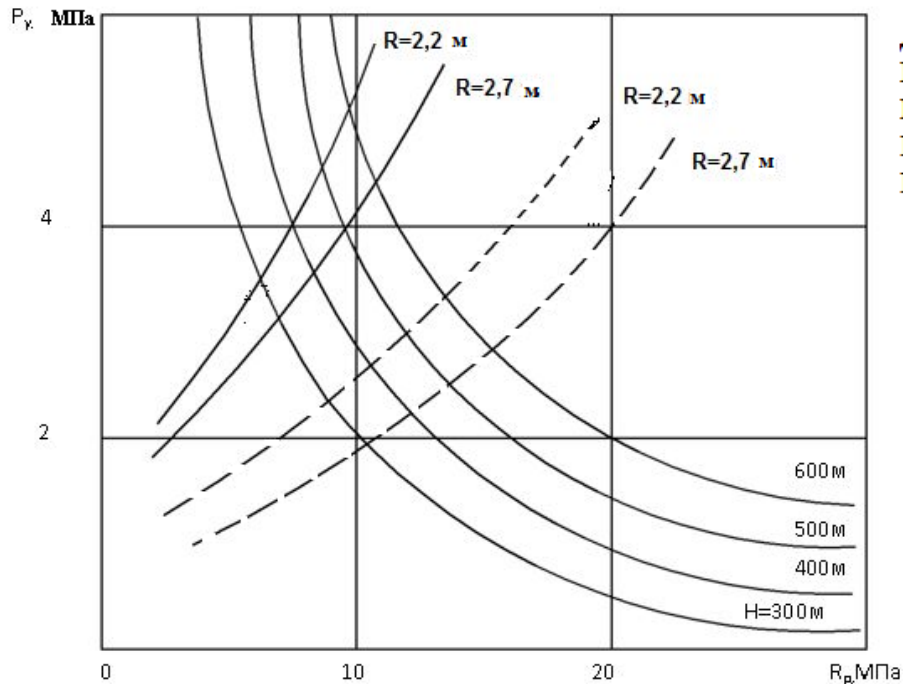


Рисунок 5.4 - Номограма усталеного гірського тиску для слабометаморфізованого масиву з навантажувальною характеристикою кріплення КД (--- 1 рам/м, - - - 0,5 рам/м)

На рисунку 5.4 наведені залежності усталеного гірського тиску  $P$  для глибин 300 ... 600 м і несучої здатності кільцевої конструкції з двотавра при нормативних вимогах: щільність – 1 рама/м для двотавра №18 при радіусах кріплення 2,2 м і 2,7 м; діапазон виникаючих навантажень 3–5 МПа. При використанні кільцевої конструкції аналогічних параметрів (двотавр № 18, радіус 2,2–2,7 м) при щільності 0,5 рам/м відповідне навантаження становить 2–3,5 МПа. В основний період підтримки виробки при забезпеченні достатньої несучої здатності кріплення можливе зменшення щільності установки рам в 2 рази у порівнянні з нормативними вимогами.

Техніко-економічне порівняння показників розглянутих кріплень підтвердило перевагу кільцевої конструкції: за однакової несучої здатності (0,25–0,35 МПа) витрати металу на конструкцію КД менше на 40...130 %, а вартість спорудження 1 пог. м виробки нижче на 17–47 %. На підставі наведених випробувань кільцеве кріплення КД рекомендовано до впровадження на шахтах «Павлоградвугілля».

### 5.3. Розробка армопородних конструкцій та випробування засобів анкерного підсилення кріплення

Досвід застосування традиційного рамного кріплення типу КМП показав, що найбільш ефективно конструкція використовується в умовах згасаючого деформаційного процесу породного контуру навколо виробки, коли в масиві природним шляхом відновлюється зрівноважений стан.

Поширеною причиною втрати працездатності піддатливого кріплення типу КМП у складних умовах є: вичерпання запасу піддатливості і поява вигинаючих моментів на елементах конструкції. З точки зору геомеханіки опір аркової конструкції з циркульним обрисом значною мірою залежить від реакції бокових порід, тому що початкове навантаження верхняка під час розшарування порід покрівлі супроводжується його осадженням і відповідним вигином стійок зі збільшенням кривизни в сторону масиву. За незруйнованих бокових породах контакт стійок кріплення з породною поверхнею забезпечує опір конструкції, підвищуючи її несучу здатність.

В нестійких масивах ( $\gamma H/R > 0,5$ ) зона руйнування окрім покрівлі охоплює бокові породи, тому обрушена породна маса навантажує несучі стійки аркового кріплення, а наявність зруйнованих порід у боках виключає можливість опору. Під час руйнування порід в бокових ціликах виробки з'являються значні переміщення контурних порід, суттєво нерівномірний розподіл навантажень на кріплення і відповідні зони зосереджених точкових

контактів породних блоків на елементах кріплення. Разом це призводить до втрати стійкості рамної конструкції.

Розвиток переміщення покрівлі посилюється під час руйнування бокових породних ціликів і викликає деформування кріплення у вигляді виположування верхняка, досягаючи появи зворотного прогину з розкриттям і зломом спецпрофілю. Збільшення піддатливості кріплення до 500 мм і більше дозволяє зберегти працездатність кріплення в умовах нестійких порід на порівняно нетривалий час, тому що періодичне зникнення опору кріплення під час просідання рами ініціює продовження розшарування порід покрівлі та стає причиною повторного руйнування порід у боках виробки через концентрування ваги консольно зависаючих порід. Цей процес може повторюватися (розд. 2). Збільшення щільності монтування рамного кріплення (до 3 рам/м) і використання більших номерів спецпрофілю (СВП-27 чи СВП-33) чинять незначний вплив на деформування порід і на цей момент вичерпали можливість компенсувати погіршення умов підтримання [149]. Застосування кріплення шатрової форми скорочує площу оголення порід покрівлі під час початкового оголення і тим самим зменшує початковий розвиток зони руйнування порід у покрівлі. Досвід застосування шатрових конструкцій на шахтах Західного Донбасу позитивний. Недоліки такої конструкції – відсутність взаємодії з боковими породами, що обмежує несучу здатність кріплення, і неможливість рішення проблеми здимання порід.

Використання замкнутих конструкцій, в тому числі кільцевих, виявляється загальноприйнятим для нестійких порід. Для кільцевого кріплення характерний рівномірний розподіл несучої здатності по контуру виробки, стійкість не залежить від несиметричності навантаження, що дозволяє зберегти працездатність за відсутності взаємодії з боковими породами. До недоліків замкнутих кріплень потрібно зарахувати високу вартість спорудження, невеликі темпи проведення і нераціональне використання площі перерізу.

Розглянуті технічні рішення основані на традиційному підході до підтримання виробок, який у нестійких масивах (за великих глибин або слабких порід) не забезпечує паспортний стан виробок на весь термін служби виробки. Необхідно відмітити, що неефективність нормативних технічних рішень обумовлена, насамперед, поведженням гірського масиву, тому що деформаційний процес, який виникає під час проведення виробки в нестійкому масиві, супроводжується інтенсивним руйнуванням приконтурних порід і призводить до подальшого підтримання виробки в дискретному середовищі, представленим зруйнованими породами. Подальше зовнішнє навантаження конструкції кріплення здійснюється через шар зруйнованих порід, а глибина розповсюдження реакції кріплення обмежена контактом з порушеним породним контуром, що зумовлює нездатність традиційних рішень (несуча рамна конструкція + міжрамне огородження) забезпечити керований вплив на поведження порід у масиві.

Серед інших способів підтримання виробок – ті, що засновані на використанні несучої здатності порід в умовах утворення навколо виробки зони руйнування порід – неефективні, тому що несуча здатність цих порід незначна, а можливість сприймати навантаження практично відсутня.

Нові підходи до управління процесом руйнування порід наведено в роботах [32], де теоретично обґрунтовані способи переходу від крихких форм руйнування порід до пластичних за допомогою локальних впливів. Запропоновані технології радіального анкерування і створення зони стискання приконтурних порід пройшли перевірку в шахтних умовах. Слід відмітити, що в сучасних умовах діючих шахт, насамперед, глинисті породи зараховуються до категорії нестійких. В той же час використання відкритої породної поверхні контуру виробки для створення зони стискування порід не дозволяє зберегти рівень зусиль натягування анкерів постійним. Безперервний контроль і додаткові витрати ручної праці для підтримання рівня натягу анкерів суттєво збільшують трудомісткість підтримання виробок. Ці питання стають більш актуальними під час підтримки виробок з



великим терміном експлуатації. Для їх вирішення потрібно використовувати, як опорну поверхню для закріплення анкерів, стояки рамного кріплення, що випробувано в Західному Донбасі [116]. Проте застосування цієї схеми було емпіричним, а методика розрахунку кріплення відсутня.

Узагальнення результатів інструментальних досліджень (розд. 2) та результатів моделювання масиву (розд. 4.2) підтвердило, що визначальною умовою зберігання стійкості виробки є руйнування порід у боках виробок. Для забезпечення стійкості виробки потрібно збільшити міцність бокових ціликів, щоб забезпечити перевищення міцності порід над діючим навантаженням гірського тиску з урахуванням концентрації напружень гірського тиску в бокових породах. Міцність порід вибрана як керований фактор, тому що діапазон її регулювання найбільш придатний до інженерного впливу. Ослаблення масиву тріщинами розшарування на глибину від контуру дозволяє передбачити, що зміцнення приконтурних порід буде ефективним, якщо виконується на глибину не менше половини ширини виробки.

Методика дослідження анкерного посилення передбачала виконання масових випробувань анкерного посилення в шахтних умовах за допомогою штанговисмикувача МА-10 [150]. Вантажно-деформаційні характеристики анкерних штанг оброблені статистичними методами і визначено достовірні параметри анкерного кріплення.

Узагальнення результатів випробувань дозволило виокремити три основні групи виробок з використанням анкерного посилення.

Перша група виробок – кріплення типу КМП з СВП-27, щільність – дві рами на 1 м, площа перетину 10–14 м<sup>2</sup> (у світлі) без тампонування порід, анкерне посилення бокових порід на глибину 1,6–1,8 м за однорівневою схемою на висоті 0,6–0,8 м від підшви. Парне закріплення анкерів на стійках виконане за допомогою фігурної планки за рахунок закруту хвостової частини стрижнів. За час підтримки (не менше 7 років) у виробках проводили періодичне підривання порід (2 рази на рік на глибину 0,5–0,8 м кожне) і

перекріплення (кожні 3–5 років) з випуском порід покрівлі на 0,8...1,5 м. Анкерне кріплення до моменту випробувань встановлене не менше, як 3,5 роки.

Результати випробувань у цих умовах показали, що зусилля закріплення штанг практично відсутні, несуча здатність незначна і становить 0,028–0,04 МПа, що наближене до сили тертя металу під час висмикування із зони зруйнованих порід. Стан анкерів незадовільний: велика частина деформована внаслідок продовжуваних ремонтних робіт, хвостові частини анкерів частково зруйновані, фігурні планки зірвані, практично відсутній натяг штанг. Оцінюючи результати цієї групи, потрібно визнати, що застосування анкерного посилення неефективне. Основна причина – недостатня глибина анкерування, тому що зона руйнування в боках більше 2 м (за результатами візуальних спостережень під час ремонтних робіт). Крім того, конструкція закріплення хвостової частини ненадійна і не забезпечує збереження натягу штанги горизонтальних переміщень стійок кріплення.

У другій групі представлені виробки площею перетину 14–18 м<sup>2</sup> (у світлі), які закріплені КМП з СВП-33, щільністю 3 рами на 1 м, виконано тампонування порід і посилення кожної стійки кріплення парними анкерами довжиною по 3 м в шаховому порядку на висоті 0,5–1,5 м від підосви в трьох рівнях. Хвостова частина анкерів закріплена гвинтовим з'єднанням через фігурну планку. За період підтримання (до 5 років) виробку не перекріплювали, проте неодноразово здійснювали підривання порід на глибину 0,5–0,7 м. До моменту випробувань анкерне кріплення експлуатувалося близько 3 років.

Випробування анкерів показали практично однакове зусилля закріплення (близько 0,2 МПа), що свідчить про відсутність натягу анкерів, несуча здатність становить 0,28–0,36 МПа (в середньому 0,33 МПа) і зберігається постійною у всьому діапазоні піддатливості (2–20 мм). Це свідчить про знаходження анкерів в області зруйнованих порід і поширену

відсутність натягу штанг, тому що фігурна планка, що з'єднує хвостові частини анкерів, проковзує вниз по стійці на 0,4–0,7 м.

Узагальнюючи результати анкерного посилення в цих групах виробок, можна зробити висновок, що анкерування локальних ділянок породного контуру в існуючих виробках не забезпечує спільну роботу кріплення і приконтурного масиву. Причина полягає у розвитку зони руйнування порід навколо виробки на глибину більше довжини застосованих анкерів.

У третій групі представлені виробки площею перетину 10–16 м<sup>2</sup> (у світлі), закріплені замкнутими жорсткими рамами з двотавра, щільність 2–3 рами на 1 м. Закріпний простір збільшено за рахунок укладання затяжки на внутрішню полицю двотавра, тому потужність породобетонного шару складає 0,6–0,7 м. Анкерування приконтурних порід виконано за радіальною схемою безпосередньо під час установки рам за допомогою арматурних анкерів на глибину 1,8–2,2 м із закріпленням патронованим в'язучим. Хвостові частини парних анкерів закріплені на профілі через фігурну планку, натяг виконано за допомогою нарізного з'єднання з охопленням профілю скобою (рис. 5.5).

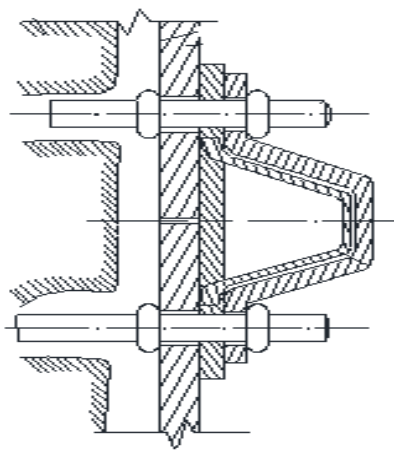


Рисунок 5.5 - Конструкція закріплення хвостової частини анкерної штанги на кріпленні

За період підтримки (близько 5 років) у цих виробках ремонтні роботи не проводили, стан конструкцій кріплення відповідає проектному

положенню. Встановлено: зусилля закріплення анкерів 0,34–0,38 МПа, що прийнятно, несуча здатність коливається в межах 0,49–0,88 МПа, що відповідає нормативному (0,50 МПа) (рис.5.6). Великий діапазон зусиль натягу залежить від якості виконання робіт. Виявлено різке падіння несучої здатності в діапазоні переміщення до 10 мм, що пов'язано з порушенням зчеплення стрижня, в'язучого і порід. Загалом, у цих умовах анкерне посилення досить ефективне: загальна несуча здатність чотирьох пар анкерів, установлених на кожній рамі, більше 1,5 МПа, що перевищує фактичне навантаження на раму в 1,7–3,3 рази.

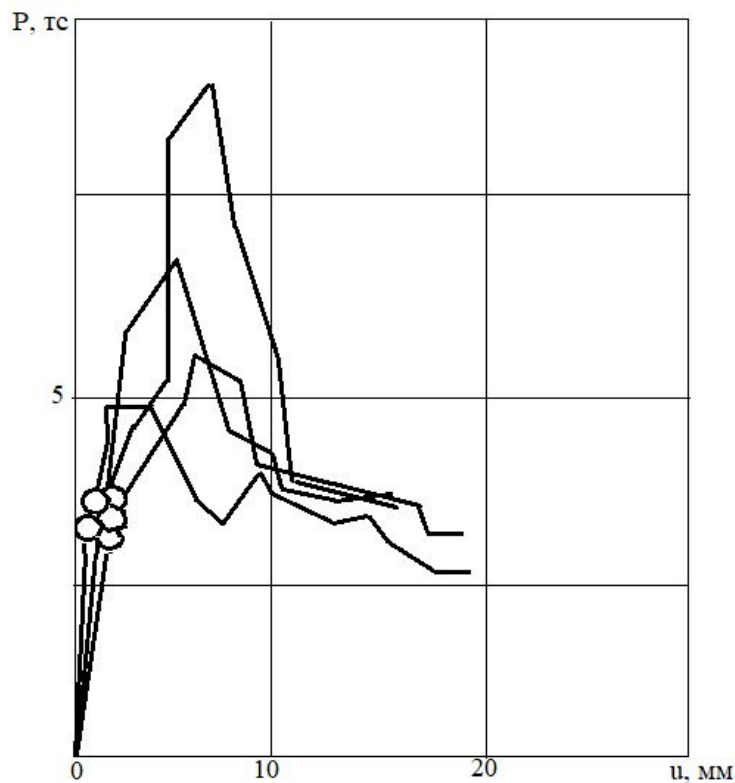


Рисунок 5.6 - Результати випробувань анкерних штанг на висмикування приладом МА-10

Розробка методики розрахунку армування виконана за результатами інструментальних спостережень під час проведення магістральних виробок (розд. 2), де зафіксовано характер руйнування бокових порід і параметри деформаційного процесу (глибина руйнування порід, швидкість занурення

блоків, період розвитку розшарування тощо). Достовірність результатів підтверджена в роботі [118].

Параметри розрахунку отримані для умов західного магістрального відкаточного штреку № 2 горизонту 350 м (шахта ім. Героїв космосу), де зафіксовані глибини занурення бокових блоків в залежності від відстані до контуру виробки і від періоду підтримання [118]. Навантаження на породні блоки оцінювали, враховуючи результати спостережень за розшаруванням порід покрівлі за допомогою глибинних реперних станцій. Таким чином визначено, що під час розшарування порід покрівлі за глибини 21 м навантаження на приконтурний блок становить 0,8–1,3 МПа, при глибині занурення  $h = 1$  м значення параметрів  $a$  та  $n$  дорівнюють 0,501 та 0,101.

Епюра розподілу нормальних навантажень побудована відповідно до зафіксованих глибин занурення бокових блоків, приведеними до одного моменту часу підтримання виробки (один рік після проведення). Моменти інерції розраховували для максимальних навантажень:

$$M_{\max} = \frac{Pr^2}{h_0 m}, \quad (5.4)$$

де  $r$  – глибина від контуру, м;  $h_0$  – потужність зони армування, м;  $m$  – параметр умов роботи арматури ( $m = 8$  при вільному опиранні,  $m = 11$  при защемленні).

Відповідна епюра моментів наведена на рисунку 5.7.

Поперечну площу армування можна визначити для найбільш небезпечного перерізу, співпадаючого з площиною нашарування порід і розташованого по діагоналі перерізу у відповідності з розд.4:

$$S = \frac{M_{\max}}{R_p \theta h_0}, \quad (5.5)$$

де  $R_p$  – міцність арматури на розтяг, МПа;  $\theta$  – коефіцієнт умов роботи арматури.

$M$ , МПа·м

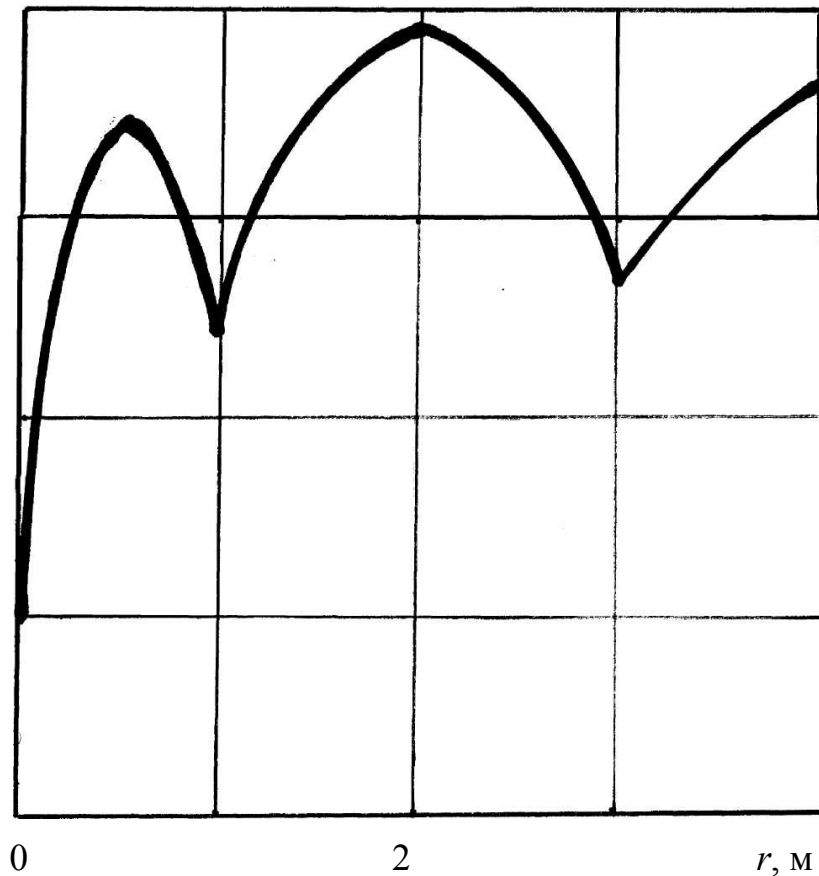


Рисунок 5.7 - Епюра моментів, виникаючих в глибині масиву ( $r$ ) під час руйнування порід

Дослідно-промислову перевірку цієї методики проведено в умовах підтримання східного магістрального відкаточного штреку № 2 гор. 480 м на ПК 150-4 м шахти Західно-Донбаська (рис. 5.8).

Магістральна виробка площею перерізу  $12,8 \text{ м}^2$  (у світлі) проведена з перетином пласта  $c_8^H$  потужністю 1 м, тріщинуватого міцністю 12–14 МПа. Кріплення – типове металеве рамне піддатливе типу КМП з СВП-27 (щільністю 2 рам/м) і залізобетонним огороженням. Експериментальна ділянка довжиною 80 м. Для таких умов максимальні навантаження на приконтурний блок становлять  $P = 1,5 \text{ МПа}$ , момент відповідно  $M_{\max} = 1,18 \text{ МПа} \cdot \text{м}$ , а площа поперечного армування  $S = 0,013 \text{ м}^2$ , що відповідає використанню арматурного стрижня класу АІІ періодичного профілю діаметром 32 мм зі щільністю 2 шт. на  $1 \text{ м}^2$ .

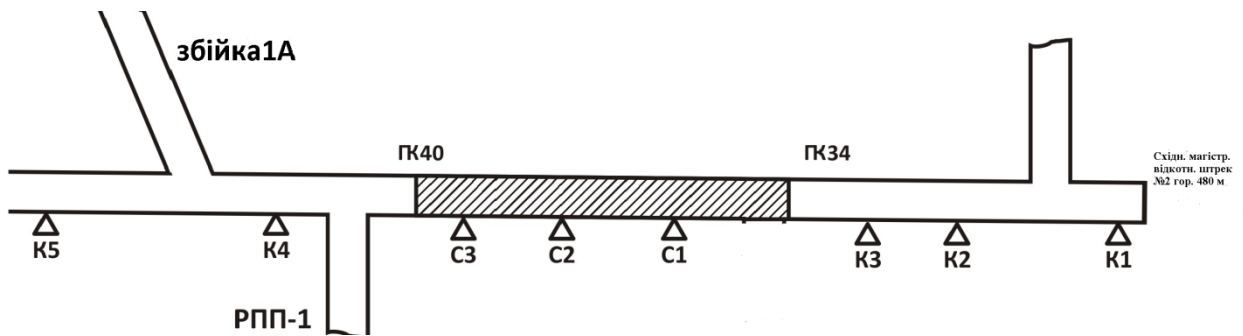


Рисунок 5.8 - Схема розташування виробок на ділянці анкерного посилення (шахта Західно-Донбаська)

Армування згідно з розрахованими параметрами виконано за схемою на рисунку 5.10, анкери у шаховому порядку (спочатку 4 шт./раму, потім 2 шт./раму) закріплені в шпурах патронами неорганічного в'язучого (3 ампули на шпур). Глибина анкерування становила 3 м для перекриття не менше трьох зон зрушення блоків в боках (рис. 5.9).

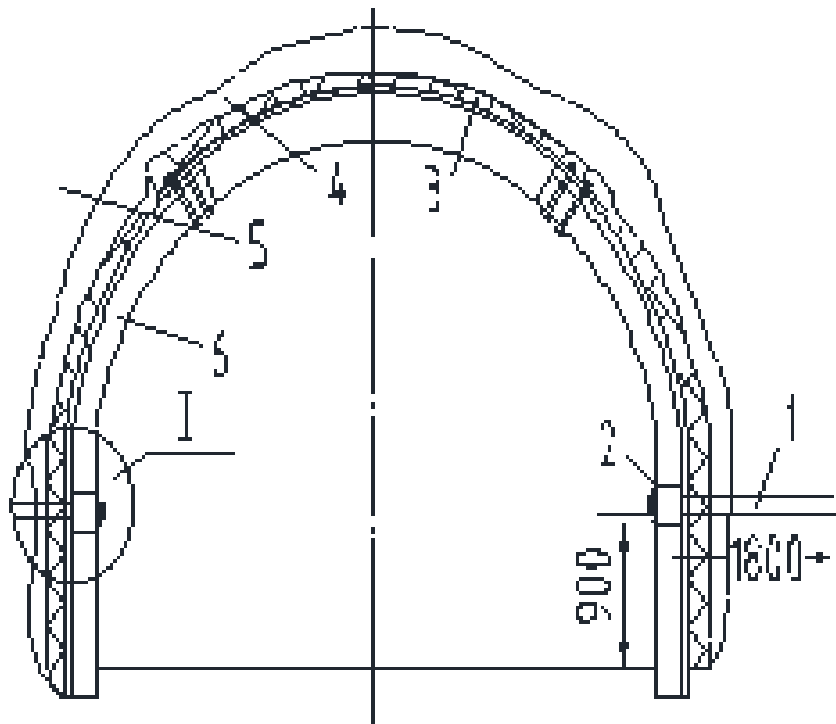


Рисунок 5.9 - Схема розташування анкерів

Інструментальні спостереження за зрушеннями порід (рис. 5.10) зафіксували зменшення швидкості горизонтальної конвергенції від

0,9–1,7 мм/добу до 0,4–0,6 мм/добу (в 2,3–2,7 рази), зусилля защемлення складає близько 0,2 МПа, несуча здатність 0,28–0,36 МПа (у середньому 0,33 МПа).

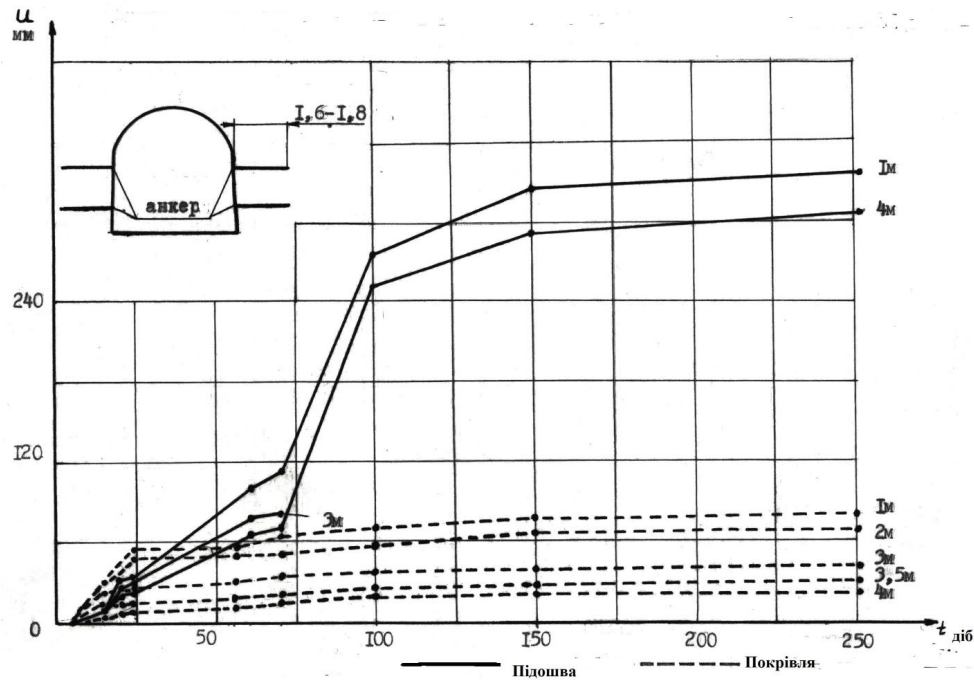


Рисунок 5.10 - Результати спостережень за зрушеннями порід за анкерного посилення рамного кріплення

За 3 роки зафіксовано окремі випадки проковзування замкових частин анкерів вниз по стояку кріплення на 0,4–0,7 м. На контрольній ділянці за цей період виконано підривання порід потужністю 1,6 м.

Таким чином, наведені результати свідчать, що запропонована методика розрахунку дозволяє визначити параметри армування, які забезпечують керування процесом деформування порід навколо виробки.

У результаті зіставлення фактичних даних за несучими здатностями рамної конструкції та анкерного кріплення з'явилася можливість вдосконалити підхід до проектування посилення кріплення виробок з жорсткою конструкцією кріплення. Згідно з нормативними документами [107] вимагається установка кріплення з несучою здатністю, що перевищує можливі максимальні навантаження гірського тиску, які виникають на початковому періоді проведення виробки і призводять до подорожчання



споруди, тому що забезпечуються збільшенням щільності встановлення рам. За подальшого зменшення напружень гірського тиску в період підтримання виробки зменшення щільності рам кріплення нормативними вимогами не передбачено. Таким чином, більшу частину періоду підтримання виробка експлуатується з постійним кріпленням, несуча здатність якого значно перевищує діючі навантаження усталеного гірського тиску.

Для початкового періоду спорудження виробок динамометричні виміри на кільцевих конструкціях показали, що навантаження первинного гірського тиску перевищують установлений на 21–125 % (розд. 5.2). Цей діапазон навантажень має сприйматися анкерами для збереження стійкості постійного кріплення. У нормативних документах [108] вплив анкерного кріплення передбачено у вигляді збільшення міцності порід (на 20–40 % при щільності 1–2 анкера на 1 м). Однак замикання хвостових частин анкерів на жорстку раму кільцевої кріплення змінює механізм взаємодії системи «кріплення – анкер – масив». У цьому випадку рамна конструкція працює як опорна поверхня для анкерних стрижнів і створює жорстку основу для стиснення приконтурних порід. Через арматурний стрижень на повну глибину анкерування поширюється зона впливу відсікання кріплення, що має жорсткий режим деформування. Стиснення приконтурного шару за рахунок натягу анкерів забезпечує єдиний режим деформування порід і кріплення. Тому несуча здатність анкерного посилення збільшує загальний опір комбінованої конструкції і може бути врахована у вигляді додаткового напруження від стиснення порід.

У постановці плоскої задачі для радіальних координат використовують відносні геометричні параметри, приведені до радіуса виробки  $r_g$ . Надалі приймається:

- приведена глибина анкерування:

$$L_a^* = \frac{L_a}{r_B}; \quad (5.6)$$

- приведений радіус зони анкерування:

$$R_a^* = \frac{r_B + L_a}{r_B} = 1 + L_a, \quad (5.7)$$

де  $L_a$  – довжина анкерного стрижня, м.

Напруження від стиснення зони анкерування складає:

- на зовнішньому контурі:

$$\sigma_H = \frac{P_a N}{2\pi r_B}; \quad (5.8)$$

- на внутрішньому контурі:

$$\sigma_B = \frac{P_a N}{2\pi r_B R_a^*} + P_{кр}, \quad (5.9)$$

де  $P_a$  – несуча здатність анкера, МПа,  $N$  – щільність рам кріплення, рам/м,  $P_{кр}$  – несуча здатність кріплення, МПа.

Напруження в циліндричних координатах мають вигляд:

$$\sigma_r = \frac{1 + R_a^*}{r_B^2} \cdot \frac{\sigma_B}{R_a^* + 1}; \quad (5.10)$$

$$\sigma_\theta = \frac{1 - R_a^*}{r_B^2} \cdot \frac{\sigma_B}{R_a^* + 1}. \quad (5.11)$$

Розрахунки за (5.10) і (5.11) показують, що для умов Західного Донбасу в процесі спорудження виробок площею перетину 12–16 м<sup>2</sup> за кільцевого кріплення з двотавра № 18 радіусом 2,2–2,7 м при щільності 0,5 рам/м достатньо встановлювати на кожну раму 4–8 анкерів (2–4 пари) з несучою здатністю 0,5 МПа на глибину 1,8–2,2 м. Економія металу складає 470 кг на 1 пог. м виробки.

#### 5.4. Обґрунтування параметрів спорудження замкнутих конструкцій кріплення по частинах

Слабометаморфізований масив Самарської світи  $C_1^3$ , що складається зі слабких вміщуючих порід, представлених переважно аргілітами, алевролітами та пісковиками, що сприяють розповсюдженню комбайнового

способу проведення виробок (до 96 % протяжності), але суттєво ускладнюють підтримання виробок, особливо внаслідок інтенсивного руйнування порід.

Для магістральних виробок, що мають довготривалий термін підтримання (до 35 років), застосовування замкнутих кріплень дозволяє значно збільшити час їх безремонтної експлуатації, за умови затухаючого деформування приконтурних порід. Однак технічно складно споруджувати замкнуті конструкції у вибої проведення виробки, адже серійні комбайни вибіркового типу створюють переріз із практично плоскою підшовою (заглиблення бурової корони нижче живильника не перевищує 150 мм). Зараз як базова використовується технологія проведення виробки відрізками зі спорудженням верхньої частини перерізу, а потім, після перемонтування обладнання на початок проведеної ділянки під час повторного проходження підривають породи підшови з ліквідацією наслідків здимання і встановленням кріплення у зворотному склепінні. Аналіз базової технології виявив істотний недолік – низьку швидкість проведення магістральної виробки при площі перерізу  $15 \text{ м}^2$  (в світлі) – не більше 75 м/міс. Втрати часу на повторне проходження у породах підшови складають до 50 діб на 1 км, а за значного відставанні вибою підривання ускладнюється вихід комбайна з переднього вибою. Якщо в конструкції кріплення зворотного склепіння використовується лежень у вигляді цільного відрізка металопрофілю, необхідно розглядати обмеження допустимих габаритів довжини елемента, у зв'язку зі зменшенням ширини перерізу під час інтенсивного здимання порід підшови. Отже, зазор по ширині виробки з площею перерізу  $9,6 \text{ м}^2$  (у світлі) вичерпується за підйому порід підшови на 0,45 м. Враховуючи емпіричність параметрів базового способу і технічні обмеження, вдосконалення поетапної технології актуальне.

Методика досліджень містила рішення задачі порівнянням показників проведення, отриманих під час техніко-економічних розрахунків, натурних спостережень і геомеханічної оптимізації. До розгляду прийняті: нормативна

схема проведення виробки на повне січення одним комбайном суцільним вибоєм (варіант № 1); схема паралельного просування двох вибоїв, де передній вибій виконує верхню частину перерізу, а другий – нижню у зворотному склепінні (варіант № 2); базова схема з розворотом комбайна після підривання порід (варіант № 3).

Аналіз показав, що для варіанта № 1 у виробках площею перерізу  $15 \text{ м}^2$  і більше швидкість проведення нижче нормативно дозволеної (60 м/міс.). Для паралельної схеми «комбайн-комбайн» за площею перерізу  $9,6 \text{ м}^2$  не витримуються безпечні зазори по ширині виробки. Тому для подальших досліджень прийнято: за площі перерізу  $9,6 \text{ м}^2$  – варіанти № 1 і № 3, для площі  $15 \text{ м}^2$  – варіанти № 2 і № 3.

Послідовність техніко-економічних розрахунків: встановлення річного об'єму спорудження виробки; розрахунок прямих гірничих витрат і визначення суми загальношахтних витрат  $\sum Z_r$  на річний об'єм  $L_r$  проведення; розрахунок показників ефективності технології у вигляді об'єму готової виробки на одиницю витрат; знаходження діапазону відстані для відставання вибою  $L_{оп}$  підривання (у зворотному склепінні) для порід різної міцності. Результати розрахунків наведено у таблиці 5.1.

Розрахунки здійснені для умов шахти Західно-Донбаська (блок № 2). Аналіз дозволив обґрунтувати параметри і область раціонального застосування технологій.

Таблиця 5.1 - Порівняння темпів проведення виробок

Варіанти	Темпи проведення (м/міс.) для площі виробки (у світлі), $\text{м}^2$	
	9,6	15
1. Нормативна схема	87	54
2. Паралельна схема:		
2.1. Комбайн – комбайн	150	140
2.2. Комбайн – завантажувач	72	64
2.3. Комбайн – піддирочна машина	72	64
3. Базова схема	102	74

Для виробок площею перерізу  $9,6 \text{ м}^2$  і протяжністю до 200 м найбільш доцільною є нормативна схема (варіант №1), для одноколійних магістральних виробок (площею до  $15 \text{ м}^2$ ) ефективніша базова поетапна схема (варіант № 3) з відставанням вибою підривання не більше 200 м, для двоколійних виробок площею перерізу більше  $15 \text{ м}^2$  оптимальною є двокомбайнова схема з відставанням не більше 150 м.

Сутність геомеханічної оптимізації заснована на відомій залежності: в більш міцних породах час прояву первинного гірського тиску більше, а усталені швидкості зміщень порід менші, ніж у масиві слабких порід. Суть оптимізації полягає у зменшенні періоду проявів підвищеного гірського тиску і стабілізації закріпленого контуру виробки завдяки технологічному впливу на масив. У слабких породах, характерних для шахт Західного Донбасу, реалізація напружень гірського тиску відбувається переважно за рахунок здимання порід підосви (80 % втрат площі перерізу). Цьому сприяє встановлення незамкнутого кріплення у вибої виробки, що дозволяє інтенсифікувати прояви гірського тиску через незакріплену підосву і, тим самим, інтенсифікувати швидкість реалізації підвищених напружень гірського тиску, що в цілому зменшує період інтенсивних переміщень порід. Тому встановлення у вибої незамкнутого кріплення жорсткого типу з наступним тампонуванням закріпного простору обмежує глибину розшарування порід покрівлі і зменшує навантаження, діючі на приконтурний масив під час підтримання виробки, відповідно інтенсифікується реалізація напружень гірського тиску через здимання порід підосви. Узагальнену номограму глибини підривання порід підосви наведено на рисунку 5.11.

З технологічної точки зору ця оптимізація прийнятно реалізується за умови поетапного проведення виробки зі спорудженням замкнутого кріплення, коли відставання місця монтування кріплення у зворотному склепінні дозволяє регулювати момент створення замкнутої вантажонесучої

конструкції, що забезпечує максимально можливу стабілізацію закріпленого контуру виробки в період усталеного гірського тиску.

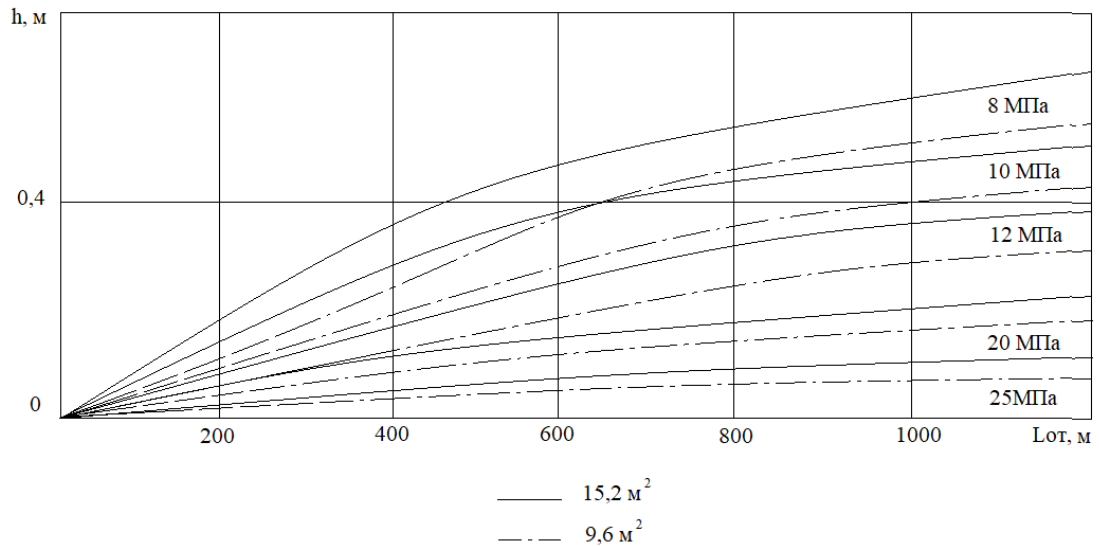


Рисунок 5.11 - Номограма потужності підривання підосви для порід різної міцності і площі перерізу

Запропонована методика визначення параметрів спорудження замкнутого кріплення по частинах під час проведення виробки дозволяє доповнити взаємозв'язок системи «масив – кріплення» елементом «спосіб розкриття», яка відрізняється взаємозамкнутою структурою і вперше для слабометаморфізованого масиву враховує спосіб приведення масиву до стійкого стану (рис. 5.12).

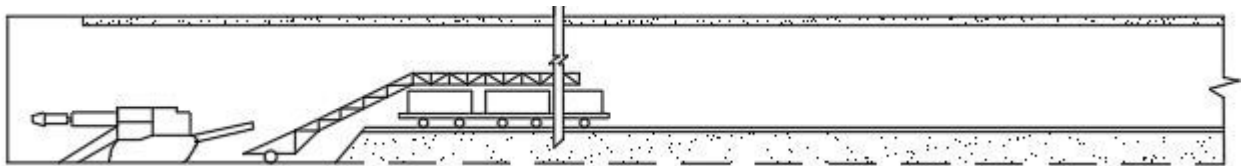


Рисунок 5.12 – Структурна схема взаємодії елементів системи «масив-кріплення - спосіб розкриття»

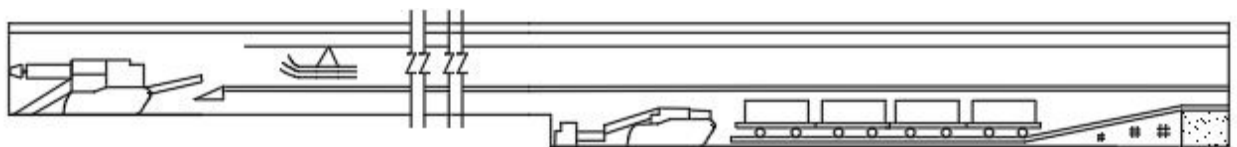
Узагальнюючи результати розділів 5.2–5.3 було розроблено технологічні схеми поетапного спорудження виробок з метою реалізації висновків по доцільному спорудженню кільцевого кріплення по частинах, використанню анкерного посилення конструкції замкнутого кріплення в умовах підвищеного гірського тиску і геомеханічної оптимізації параметрів поетапного створення перерізу виробки з метою інтенсифікації реалізації напружень гірського тиску для створення умов приведення масиву до врівноваженого стану.

Для розробки технологічних схем проведення виробок запропоновані наступні варіанти (рис. 5.13): а) - технологія спорудження виробки з насипним шаром підосви; б) - технологія проведення виробки паралельними комбайновими вибоями; в) - технологія проведення виробки паралельними вибоями комбайна та піддирочної машини.

а)



б)



в)

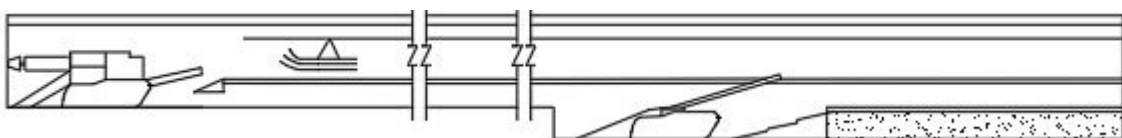


Рисунок 5.13 - Технологічні схеми проведення виробок: а) з насипним шаром підосви; б) паралельними комбайновими вибоями; в) паралельними вибоями комбайна та піддирочної машини.

Для узагальнених умов проведення виробок у слабометаморфізованих породах розроблено діаграму визначення геомеханічно оптимізованої відстані між паралельними вибоями проведення виробки з нормативними, технічними та геомеханічними обмеженнями, яку наведено на рисунку 5.14.

$$\sum 3_r/L_r \times 10^3,$$

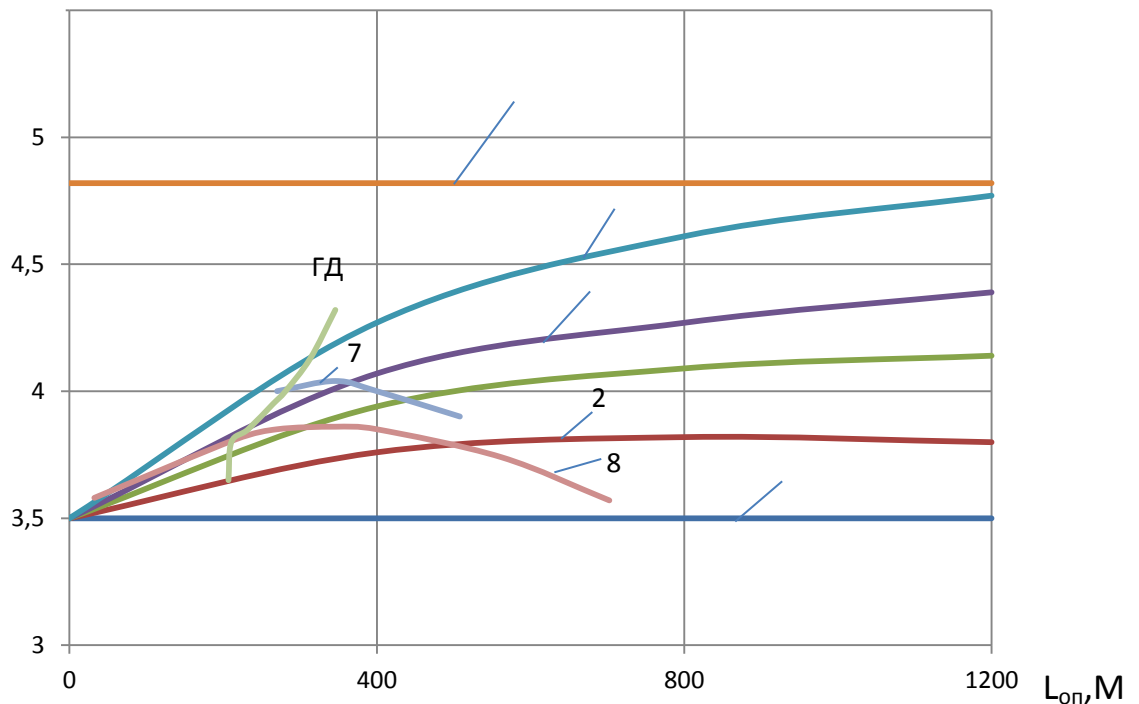


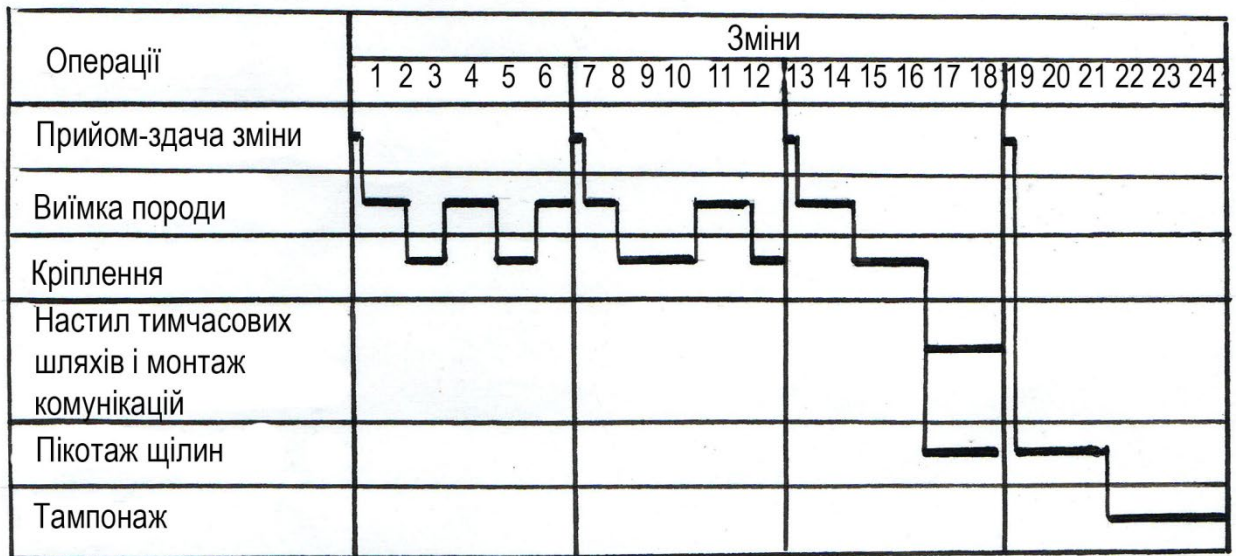
Рисунок 5.14 - Номограма визначення відстані між вибоями проведення виробки (1– нормативне обмеження швидкості; 2, 3, 4 – для порід міцністю 10 МПа, 20 МПа і 30 МПа, 7 і 8 – обмеження габаритів по ширині і висоті перерізу)

Для наведених технологічних схем з врахуванням умов номограм 5.11 та 5.14 розроблено графіки організації робіт для поетапного проведення виробок. Приклад наведено на рисунку 5.15.

Ці результати рекомендовані «Дніпрогіпрошахтом» у вигляді технологічних схем проведення виробок і включені в проєкт спорудження шахти Західно-Донбаська (блок № 2).



Графік організації робіт при проведенні верхньої частини



Графік організації робіт при проведенні зворотнього склепіння

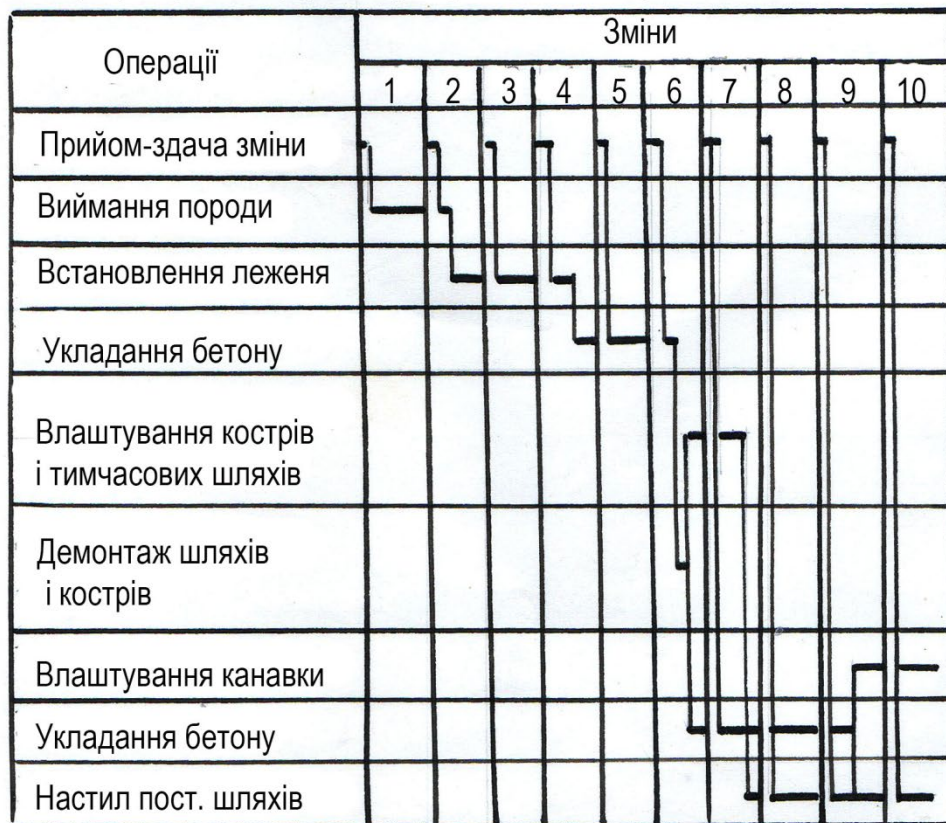


Рисунок 5.15 - Графіки організації робіт під час поетапного проведення виробок

### 5.5. Розробка та перевірка способу перерозподілу навантаження на кріплення камуфлетними підриваннями

В умовах слабометаморфізованого масиву підтримання магістральних виробок поза зоною впливу видобувних робіт супроводжується деформуванням контуру порід з інтенсивністю 0,1–0,4 м/рік. Для збереження паспортного стану виробки породи періодично підривають. Оголення породних шарів під час підривання інтенсифікує здимання, що вимагає повторного проведення робіт.

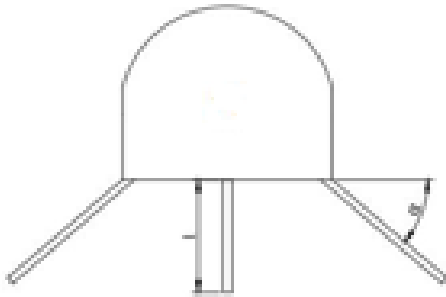
За результатами узагальнення гірничорозвідувальних випробувань (розд. 3.1) визначена геомеханічна стійкість породних оголень, яка відповідно до безрозмірного критерію  $\frac{\gamma H}{R_c}$  для більшості шахт Західного Донбасу становить 0,4–0,7. Цей діапазон є умовою для застосування способу розвантаження породного контуру виробки за допомогою підривань.

Для проведення випробувань цього способу охорони виробок ухвалені магістральні штреки, де запропоновано використовувати розвантаження порід камуфлетним підриванням за двома схемами (рис. 5.16), які дозволяють знизити концентрацію напружень в боках виробки від консольно зависаючих порід покрівлі, що зменшує напруження в зоні видавлювання порід, виключити опускання контуру порід покрівлі внаслідок віднесення зон підривання за межі перерізу виробки і компенсувати горизонтальні переміщення порід підосви, перешкоджаючи складкоутворенню порід під час здимання. Механізм розвантаження порід підриванням полягає у створенні області подрібнення порід, за рахунок піддатливості яких компенсується переміщення порід в зоні непружних деформацій без збільшення її розмірів у період підтримки виробки.

Випробування проведені на шахтах «Степова», гірничотехнічні умови яких типові для більшості шахт, де при підтриманні гірничих виробок спостерігається здимання порід 0,2–0,4 м/рік. Як об'єкт досліджень прийнято

західний магістральний штрек гор. 300 м, проведений площею перетином  $S = 9,8 \text{ м}^2$  (у світлі) і закріплений КПМ-А3 із СВП22 з кроком рам через 0,8 м, огороження міжрамного простору – залізобетонна затяжка без тампонування закріпного простору.

а)



б)

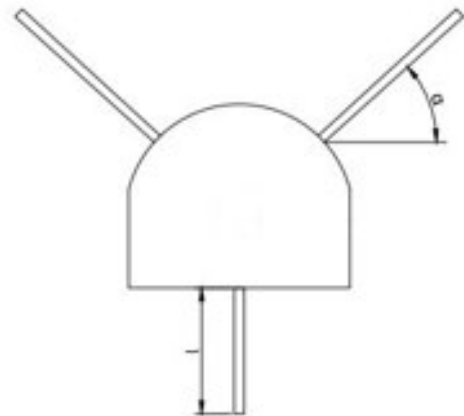


Рисунок 5.16 - Схема розташування шпурів для камуфлетного розвантаження приконтурних порід

Вміщуючі породи: алевролітом слюдистим, у формі лінз, з прошарками дрібнозернистого пісковика; неясно шаруватий аргіліт з прошарками алевроліту; вуглистим аргілітом масивної текстури тріщинуватого з прошарками вугілля; вугільним пластом  $c_6$ , вельми тріщинуватим, обводненим; алевролітом грудкуватої текстури із залишками обвуглених кореневищ. Середня інтенсивність тріщинуватості порід 1–2 тріщини/м.

Завдяки обстеженню виробки встановлено, що закріплений контур порід стійкий, інтенсивність здимання порід становить 0,21 м/рік, тому породи неодноразово підривалися на глибину 0,4–0,5 м з частотою один раз на два роки. Інструментальними спостереженнями визначено, що зміщення порід покрівлі і боків практично відсутні (0–2 мм/міс.), інтенсивність здимання порід складає до 8 мм/міс.

Фізико-механічні властивості порід (табл. 5.2) визначені під час випробування зразків, відібраних з вибоїв 112 бортового і 114 збірного штреків. Відповідно до розрахунків встановлені параметри камуфлетних

підривань, довжина шпурів і відстань між шпурами залежно від величин заряду вибухової речовини (табл. 5.3).

Таблиця 5.2 - Показники властивостей порід

Літотип	Щільність, т/м <sup>3</sup>	Міцність на стискання, МПа	Міцність на розтяг, МПа
аргіліт покрівлі	2,46	17,4	$\frac{1,3}{2,8}$
аргіліт вуглистий	2,51	18,4	$\frac{1,0}{1,5}$
аргіліт підосви	2,40	13,4	$\frac{1,4}{1,5}$

Примітка. В чисельнику наведені дані перпендикулярно шаруватості, в знаменнику – паралельно.

Таблиця 5.3 - Параметри розтпшування шпурів

Заряд ВР (№6 ЖВ), кг	Радіус подрібнення, м	Довжина шпуру, м	Відстань між шпурами, м
0,1	0,228	2,0	0,45
0,2	0,292	2,0	0,8
0,3	0,350	2,8	0,9
0,4	0,385	2,8	1,1
0,6	0,460	3,1	1,3

Після перевірки камуфлетності двох схем (ПК157) виконані буропідривні роботи на ділянці довжиною 70 м (ПК150...ПК157). Ухвалена схема шпурів наведена на рисунку 5.16. Заряд вугленіту Е6 в бічних шпурах становить 0,6 кг, у вертикальних – 0,4 кг, кут нахилу шпурів  $\alpha = 35^\circ$ .

Періодичними нівелюваннями, проведеними маркшейдерською службою шахти, встановлено, що інтенсивність здимання порід на контрольній ділянці (ПК130–150) становить 0,2 мм/добу і залишається постійною за весь період спостережень (понад 600 діб), на експериментальній ділянці до початку робіт 0,25–0,26 мм/добу.

У результаті буропідричних робіт контур порід порід покрівлі опустився на 10–16 мм, у підосві – піднявся на 35–56 мм, положення бічних порід не змінилося (рис. 5.17).

**U, мм**

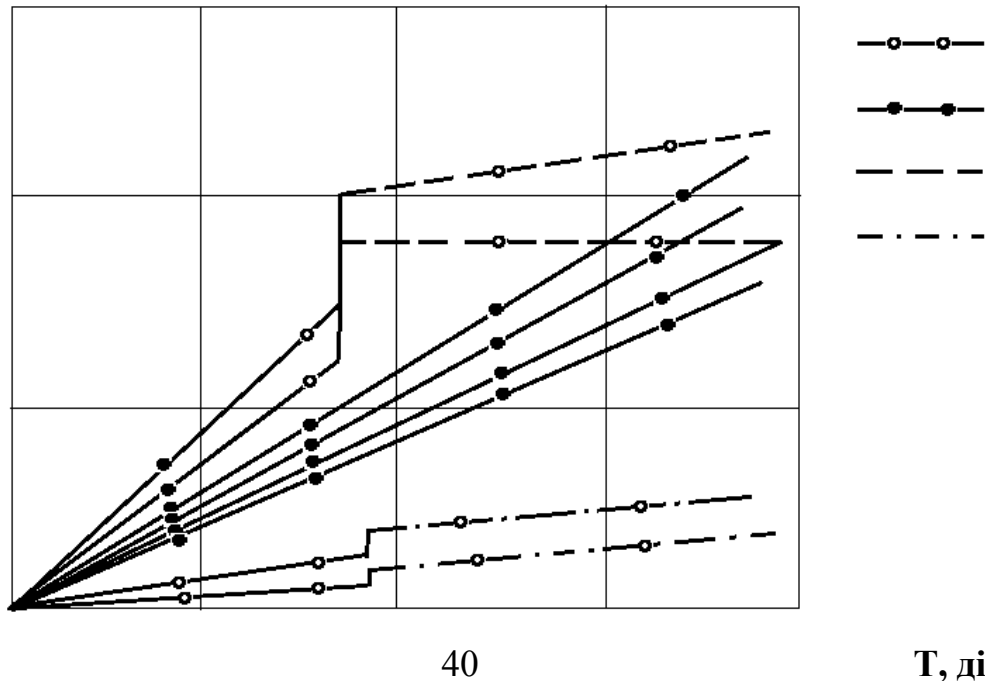


Рисунок 5.17 - Результати спостережень під час проведення камуфлетних підривань (суцільна лінія – контрольна ділянка, штрихова – підосва, штрихова через крапку – покрівля)

Через 238 діб після підривань зміщення порід покрівлі не відрізнялося від контрольної ділянки, боки зменшилися в 3 рази, інтенсивність здимання порід знизилася не менш, ніж у 2 рази (до 0,14 мм/добу), зафіксовано відсутність переміщень порід (ПК152) протягом півтори року після розвантаження порід.

Порівняно з контрольною ділянкою період безремонтної підтримки виробки збільшився у два рази і становить не менше 4 років. В результаті вилучення робіт по підриванню порід на ділянці розвантаження питома економія витрат на підтримку виробки складає 900 грн./м.

## 5.6. Промислова перевірка способу охорони магістрального штреку під час підходу лави компенсуючою виробкою

Однією з основних причин порушення ритмічної роботи шахт і погіршення основних техніко-економічних показників їх роботи є незадовільний стан підготовчих виробок, стійкість яких значною мірою залежить від геологічних і гірничотехнологічних умов підтримання. Для діючих шахт «Павлоградвугілля» найбільш складні умови підтримання виробок існують на шахтах, де на контурі порід виникає інтенсивне здимання (шахти ім. Героїв космосу і Західно-Донбаська). Найбільш негативний вплив здимання порід проявляється у магістральних виробках з тривалим терміном експлуатації. У зоні впливу очисних робіт переміщення порід покрівлі і підосви значно збільшуються, кріплення переходить у незадовільний стан, виробка стає непридатною для експлуатації та вимагає перекріплення.

Виходячи з результатів розділу 2.3 можна стверджувати, що процес руйнування порід навколо виробки, підтримуваної у масиві, призводить до виникнення навколо неї зони зруйнованих порід, характерними рисами якої є формування блоків певної форми у приконтурних бокових ціликах виробки.

Подальше деформування цих блоків у вигляді процесу занурення у підстиляючі породи залежить від форми блоків і умов їх навантаження. Під час подальшого підтримання виробки в масиві механізм деформування порід зберігається і під впливом видобувних робіт відбувається інтенсифікація сформованого деформаційного процесу. Це визначається тим, що розповсюдження підвищених напружень опорного тиску попереду лави виникає, головним чином, у момент відривання блока головної покрівлі від масиву і наступним пошаровим падінням на попередньо обрушені породи, але процес обрушення супроводжується поворотом обваленого блока порід навколо останньої точки контакту з масивом, крім того під вагою блоків наступного шару обрушень відбувається ковзання блока по поверхні

суцільного масиву на привибійній стороні оголення порід покрівлі, що разом формує динамічні прояви напружень гірського тиску, які розповсюджуються під час горизонтального залягання шарів у площині нашарування порід у напрямку руху лави. Для нашого випадку розташування виробок «магістральний штрек – лава» у межах проєкції лави на магістральну виробку (створ) відбувається поширення зони впливу лави перпендикулярно до вісі штреку. Треба відзначити, що розповсюдження зон опорного тиску відповідно до результатів розділу 2.4 швидше і більш повно відбувається у межах шарів пружного стану порід, якими для наших умов є шари пісковиків і пласти вугілля, у глинястих породах значно швидше відбувається затухання динамічного впливу напружень, а за наявності диз'юнктивних порушень вплив згасає повністю. Ця модель поведінки масиву прийнята для розробки способу охорони магістральної виробки під час підходу лави.

Прийняті до розгляду гірничотехнічні умови проведення магістральних виробок такі (табл. 5.4): кут падіння пластів 3–5°. Міцність порід (аргілітів і алевролітів): 8,3–20,7 МПа і 7,5–17 МПа відповідно, напрямок проходки штреків – за простяганням, спосіб проведення – комбайновий, кріплення типу КМП-А3 з тампонуванням закріпного простору піщано-цементним розчином.

Таблиця 5.4 Показники зони впливу лави

№ лави	Фронт очисних робіт, м	Ширина цілика, м	Коефіцієнт збільшення гірського тиску
1106	180	140	1,08
1102	360	140	1,08
1104	540	140	1,13
1136	160	80	1,1
1108	340	230	1,4
1134	500	230	1,6

На шахті ім. Героїв космосу застосовується кріплення виробки з боку підосви елементами зворотного склепіння, що є основним засобом боротьби зі здиманням порід. Так у магістральних штреках цієї шахти, закріплених

металевим аروحним кріпленням у зворотному склепінні, на горизонтах 350 і 370 м потрібно періодично ремонтувати в зоні впливу очисних робіт. У цих умовах перекріплення штреків проводять кожен рік. Погіршення стану підтримуваних виробок у зоні впливу очисних робіт пов'язано з тим, що попереду вибою поширюється хвиля напружень опорного тиску, які значно перевищують напруження у незайманому масиві і визначаються:

$$P = k\gamma H \quad (5.11)$$

де  $k$  – коефіцієнт збільшення тиску в зоні впливу очисних робіт;  $\gamma$  – об'ємна маса порід;  $H$  – глибина залягання.

У таблиці 6.4 наведені значення коефіцієнта  $k$ , отримані розрахунковим шляхом [151] для умов шахти ім. Героїв космосу залежно від розмірів цілини і протяжності фронту очисних робіт. Середня величина концентрації опорного тиску на окремих ділянках магістрального штреку становить 1,08–1,6.

За даними [144] ширина зони опорного тиску попереду вибою лави змінюється від 20 до 250 м. У зв'язку з цим цілики вугілля, що залишаються для охорони магістральної виробки шириною 50–175 м часто не виконують захисних функцій, а зі збільшенням глибини розробки концентрують напруження, інтенсифікуючи видавлювання нестійких порід у виробку. Напруження опорного тиску поширюється головним чином через монолітні, в'язкі шари порід. Для розглянутих умов, коли вміщуючими породами є переважно слабкі аргіліти і алевроліти, основним провідником напружень виявляється вугільний пласт. Тому перериванням суцільності шару порід, через який поширюються напруження опорного тиску, а також цілісності вище- і нижчезалягаючих шарів порід можна досягти припинення поширення напружень опорного тиску шляхом проведення спеціальної розвантажувальної виробки, навколо якої з часом виникне зона зруйнованих порід і тим самим створюється перешкода для впливу опорного тиску. Породи безпосередньої підшви і покрівлі охоронної виробки розвантажуються від підвищених напружень.



Пропонується проведення компенсаційних виробок у вигляді штреків з полегшеним кріпленням паралельно магістральній виробці. Під час комбайнового способу швидкість проведення розвантажувального штреку набагато вище, ніж печей, але трудомістка. До того ж, перетин цих штреків буде значно вище, що забезпечить більш тривалі терміни виконання ними захисних функцій.

Ефективність запропонованого способу охорони перевірена на шахті ім. Героїв космосу під час підходу 1142 лави по пласту  $c_{II}$  до західного магістрального штреку № 2 гор. 350 м. В якості паралельної розвантажувальної виробки використаний 1162 бортовий штрек, що проводиться на відстані 30–40 м від магістрального, контрольною є ділянка цього ж штреку у створі 1140 лави.

Розвантажувальна дія бортового 1162 штреку особливо помітно проявилася у перші 200 днів (рис. 5.18). За цей період швидкість здимання порід на експериментальній ділянці була приблизно рівна інтенсивності здимання порід поза зоною впливу видобувних робіт.

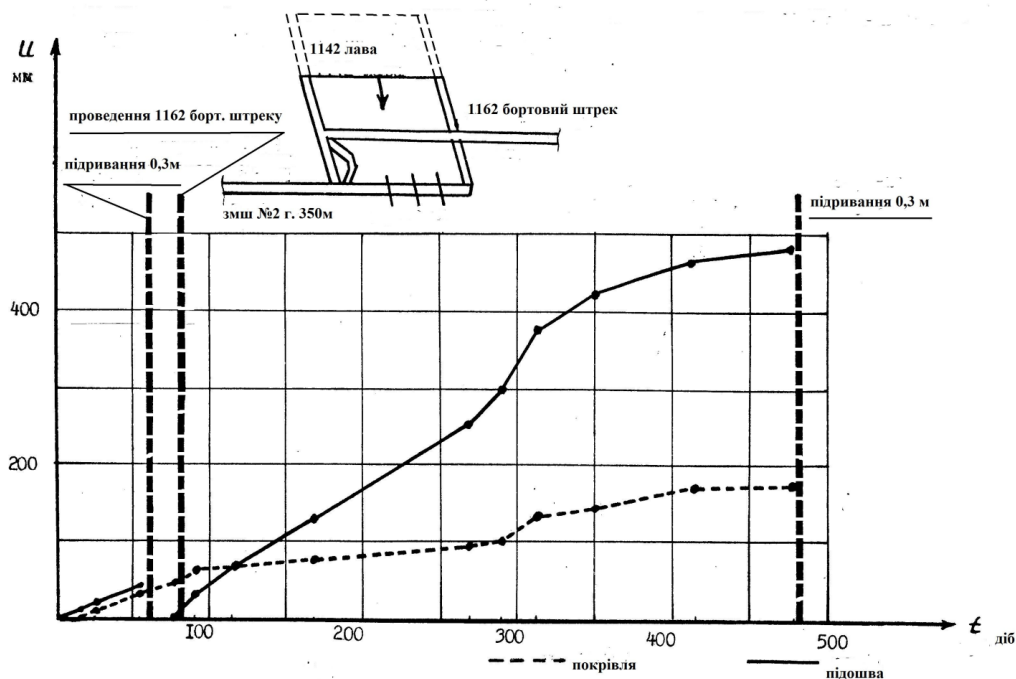


Рисунок 5.18 - Результати інструментальних спостережень переміщень контуру порід під час підходу лави до магістральної виробки

Через 300 діб відбулося збільшення швидкості здимання порід і опускання покрівлі на 70–100 % порівняно з попереднім періодом. Потім через 50-60 діб відбулося зменшення швидкості зміщень підосви і покрівлі до рівня швидкості деформування порід поза зоною впливу очисних робіт. За період спостережень на експериментальній ділянці підривання проведено 2 рази на глибину 0,3 і 0,2 м.

На контрольній ділянці штреку за цей час було проведено два підривання порід по 0,7 м і перекріплення контуру виробки. При цьому на контрольній ділянці якість кріплення магістрального штреку була вищою, ніж на експериментальному: залізобетонне огороження і тампонування закріпного простору, в той час як на експериментальній ділянці – дерев'яне міжрамне огороження без тампонування порід.

Інтенсивність здимання порід на контрольній ділянці після чергового підривання і перекріплення збільшилася і становить  $U_{\text{п}} = 3,3$  мм/добу. При цьому після першого підривання переміщення порід за 100 діб, починаючи з 70-го дня після початку спостережень, становить 420 мм, а після перекріплення таке ж зміщення отримане після 200 діб, починаючи з 275-го дня спостережень. Швидкість переміщень порід покрівлі на цій ділянці різко збільшилася і тільки в перші 20–40 днів після ремонту, а потім стабілізувалася і за абсолютним рівнем досягла 80–110 мм.

Порівняння фактичних витрат на підтримку магістрального штреку в зоні впливу очисних робіт без проведення і з проведенням захисного штреку подано в таблиці 5.5.

Економія витрат тільки за прямими витратами на підтримку магістрального штреку за період спостережень (500 діб) становить 53,47 у.о./м. До цих витрат слід додати непрямі, пов'язані із затримкою транспорту і вимушеними зупинками вибою. Не враховано також подальше використання бортового 1162 штреку для нарізаної 1162 лави.

Також проаналізовано результати спостережень в західному магістральному відкаточному штреку № 1 гор. 370 м на ділянці, розташованій у створі 1140 лави (рис. 5.19).

Таблиця 5.5 - Порівняння робіт по підтриманню виробок

№ п/п	Назва робіт	Додаткові умови	Вартість робіт, у.о./м	
			без захисної виробки	при захисній виробці
1.	Підривання порід ЗМШ № 2 гор. 350 м	Дворазове підривання 0,3 + 0,2 м	—	18,44
		Дворазове підривання 0,8 + 0,8 м	58,24	—
2.	Перекріплення 2 ЗМШ гор. 350 м	$S = 11,2 \text{ м}^2$ , заміна залізобетонної затяжки і підривання 0,5 м, спецпрофіль № 27	102,44	—
3.	Проведення бортового 1162 штреку	$S = 9,2 \text{ м}^2$ , дерев'яна затяжка і спецпрофіль № 22	—	88,77
Підсумок			160,68	107,21

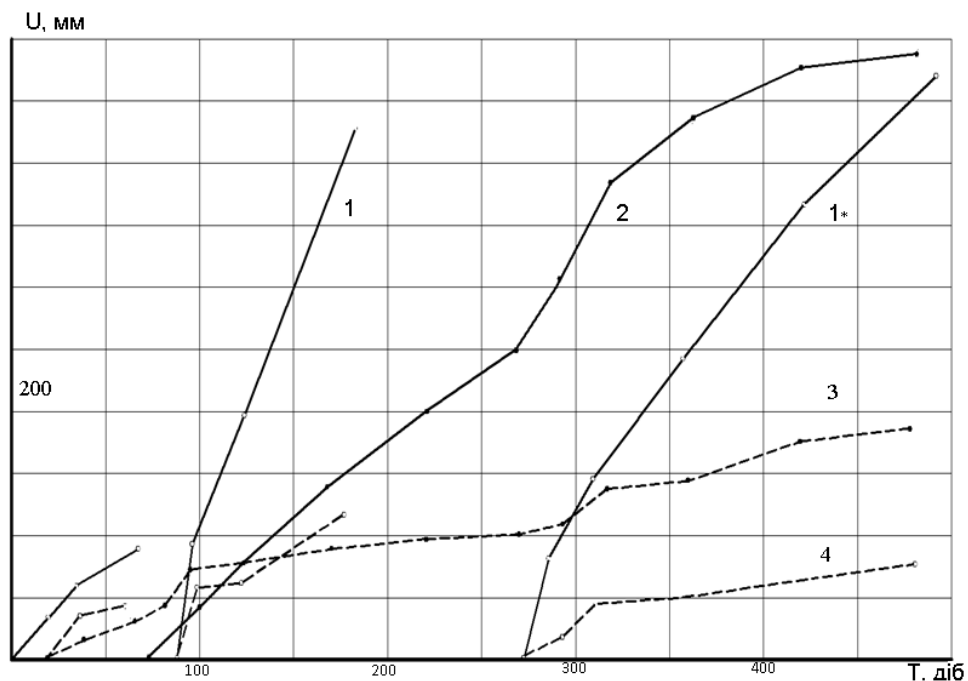


Рисунок 5.19 - Результати спостережень у створі 1140 і 1142 лав (1, 1\* – породи підосви у створі 1140 лави; 2 – породи підосви у створі 1142 лави; 3, 4 – контур покрівлі для 1140 та 1142 лав відповідно)

Отже, застосування паралельної розвантажувальної виробки в якості захисної для магістральних штреків у розглянутих умовах дозволяють запобігти впливу напружень опорного тиску лави, що наближається до рівня напружень поза зоною впливу.

### Висновки до розділу 5

1. Для умов слабометаморфізованих порід обґрунтовано параметри режиму «жорсткої» роботи комбінованої конструкції постійного кріплення, які, на відміну від ініціації розшарування порід у піддатливих конструкціях, в діапазоні розрихлення обрешених порід 1,02–1,33 створюється демпфуюча здатність цього шару порід за рахунок ущільнення і наступного відновлення несучої спроможності обрешених порід за функцією степеневого поліному у системі взаємодії «масив – навколоконтурний шар зруйнованих порід – конструкція кріплення», де згасання інтенсивності навантажень від розшарування порід покрівлі додатково компенсується ущільненням і відновленням несучої спроможності порід;

2. Обґрунтовано взаємозв'язок моменту спорудження кільцевої конструкції кріплення з інтенсивністю конвергенції оточуючих порід як терміну відслонення породного контуру під час поетапного розкриття перерізу виробки, що забезпечує достатню реалізацію надлишкових напружень понад межового рівня слабометаморфізованого масиву, виконанням замкнутої конструкції кріплення після 1,8 – 3,3 разового зменшення інтенсивності вертикальної конвергенції порід від початкового гірського тиску.

4. Розроблена та промислово випробувана система кріплення «рамна кільцева двотаврова конструкція – шар армованих порід – масив», яка забезпечує рівновагу масиву слабометаморфізованих порід у режимі пружного підпору.

5. Розроблена технологія поетапного спорудження виробок на основі залежності інтенсивності деформаційного процесу навколо виробки від моменту створення замкнутої конструкції кріплення.

## РОЗДІЛ 6

### ВПРОВАДЖЕННЯ НАУКОВО-ТЕХНІЧНИХ РІШЕНЬ НА БУДІВНИЦТВІ БЕСКИДСЬКОГО ТУНЕЛЮ

#### 6.1. Аналіз інженерно-геологічних умов будівництва тунелю

Інженерно-геологічні умови будівництва представлені складним гірським рельєфом Головного Карпатського хребта, який на території ділянки будівництва має значні перепади, позначення висот знаходяться в діапазоні від 718 м до 1014 м над рівнем моря. Гірський масив складений флішовою товщею крейдового і третинного віку, яка характеризується типовими рівномірними нашаруваннями з товстоплиткових пісковиків і тонкоплиткових аргілітів. Потужність аргілітових товщ варіюється від декількох сантиметрів до декількох метрів. Кут падіння порід у середньому становить  $45^\circ$  у південно-західному напрямку. Коефіцієнт міцності порід за Протодьяконовим коливається в межах  $f = 2-8$ .

Сейсмічність території будівництва становить за шкалою MSK-64 до 8 балів з періодом повторюваності струсів один раз на 5000 років (ймовірність перевищення сейсмічної інтенсивності за 50 років – 1 %).

Геологічні умови ділянки будівництва характеризуються складною та тектонічно порушеною будовою масиву (рис. 6.1), який на припортальних ділянках представлений перемішаними відкладеннями зруйнованих материнських порід. Заглиблена ділянка тунелю почергово перетинає перешаровані ділянки пісковиків та аргілітів, які розділені трьома розламами, заповненими тектонічною глиною. Гірський масив вздовж осі тунелю має наближене до симетричного залягання, що підтверджує його походження у вигляді початкового складкоутворення з наступним руйнуванням порід поверхневими впливами та накопиченням решток у підніжжі схилів. Нашарування порід має переважно субвертикальне розташування, яке

перетинається з віссю тунелю під кутами понад  $70^0$  (рис. 6.2). Масив має розвинуту тектонічну тріщинуватість, яка має зв'язок з поверхневими водами, що є причиною інтенсивних водопроявів.

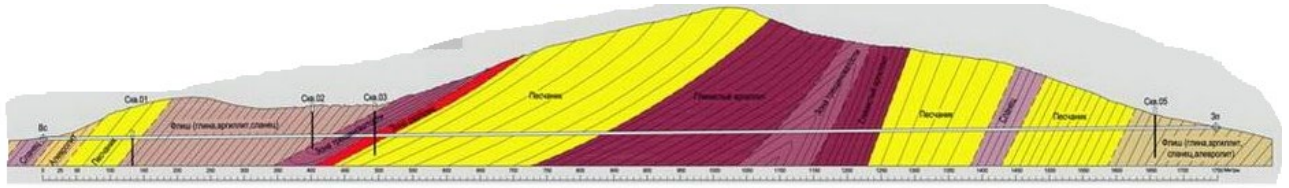


Рисунок 6.1 - Геологічний розріз масиву

Під час проведення тунелю для точного визначення механічних показників порід та виявлення зон тектонічних порушень попереду вибою виконувалось випереджуюче горизонтальне буріння розвідувальної свердловини паралельно вісі тунелю, з якої відбирався керн діаметром 38 мм. Типовий приклад залягання порід наведено на рисунку 6.2.



Рисунок 6.2 - Характерна структура залягання порід (ПК147 + 7 м)

На рисунку 6.3 зображено інженерно-геологічний опис лоба вибою під час розробки калоти. За відстані між описами 4,1 м будова масиву суттєво відрізняється.

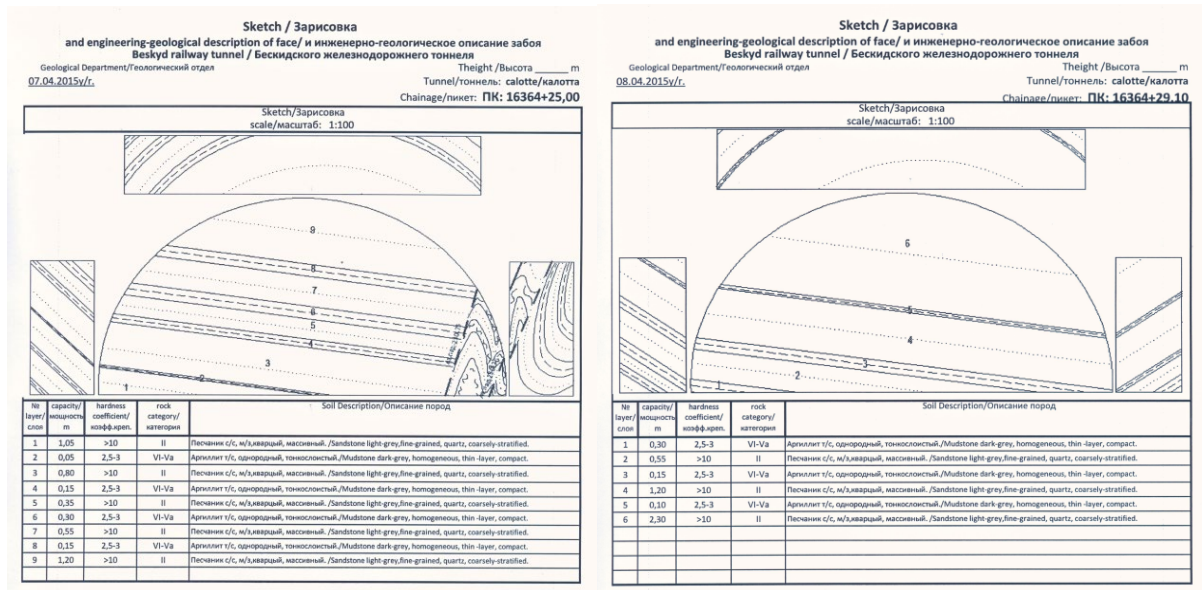


Рисунок 6.3 - Геологічний переріз лоба вибою

## 6.2. Обґрунтування гірничотехнічних умов будівництва

Для розвитку панєвропейського сполучення спільним рішенням Європейської Комісії та уряду України було заплановано будівництво Бескидського залізничного тунелю в межах п'ятого транспортного коридору. Новий тунель перетинає головний Карпатський хребет.

Ключовим інженерним об'єктом і найвужчим місцем цього транспортного вузла є Бескидський тунель, розташований на кордоні Львівської та Закарпатської областей. Тунель має довжину 1746 м, який в Україні є другим за протяжністю після Лутугинського (2063 м). Початковий Бескидський тунель був побудований у 1886 р. за часів Австро-Угорщини і має двосхилий профіль, де точка перелому – найвища точка Воловецького перевалу.

У радянський період по всій ділянці на перевалі було покладено другу колію, однак Бескидський тунель залишився одноколійним внаслідок вимог габариту наближення. Сьогодні цей тунель має стратегічне значення, оскільки через нього проходить більше половини транзитних вантажів у напрямку Західної та Центральної Європи. На сьогодні – це єдина



одноколійна ділянка 5-го панєвропейського транспортного коридору, який проходить по території Італії, Словенії, Угорщини, Словаччини, а також зв'язує з Європою транспортні коридори України (рис. 6.4).



Рисунок 6.4 - Стан діючого тунелю

Під час повоєнної відбудови залізниці цей тунель став основною перешкодою для збільшення вантажопотоку, оскільки в 1944 р. під час відступу німецько-угорських військ тунель був підірваний в шести місцях і сильно пошкоджений. У 1954–1956 роках тунель був реконструйований у зв'язку з електрифікацією ділянки, проте збереглися конструктивні недоліки, в т. ч. відсутність кріплення зворотного склепіння. Також було виконано цілий комплекс робіт з відведення води, змонтовано електроосвітлення та споруджено додатково 10 камер і 30 ніш.

Деформування обробки, порушення водовідведення з дренажної системи та невідповідність габариту наближення чинним нормативним вимогам призвело до обмежень руху через тунель, експлуатаційний ресурс якого практично вичерпаний. Експлуатація Бескидського тунелю вимагає постійної уваги: численні водопрояви взимку утворюють ожеледь, яка становить небезпеку для руху потягів. Закрити тунель на капітальний ремонт неможливо, тому що рух потягів досить інтенсивний і тривалі «вікна» відсутні.

### 6.3. Результати моделювання геомеханічних умов Бескидського тунелю

Головними геомеханічними особливостями спорудження Бескидського тунелю є тектонічно порушений природний стан масиву та штучні зміни, внесені під час початкового будівництва одноколійного діючого тунелю, розташованого паралельно споруджуваному на відстані 30 м.

Початкові дані для розрахунку стану масиву прийняті відповідно до діючих нормативних документів [107]. Визначення поведження масиву виконано для головної ділянки калоти в породах  $f = 3-4$  відповідно до етапів створення перерізу тунелю. На першому етапі визначено початковий розподіл напружень до початку виймання калоти (рис. 6.5).

На другому етапі визначено деформації та напруження привибійної ділянки під час початкового розвантаження масиву за період до контакту кріплення з породами (рис. 6.6).

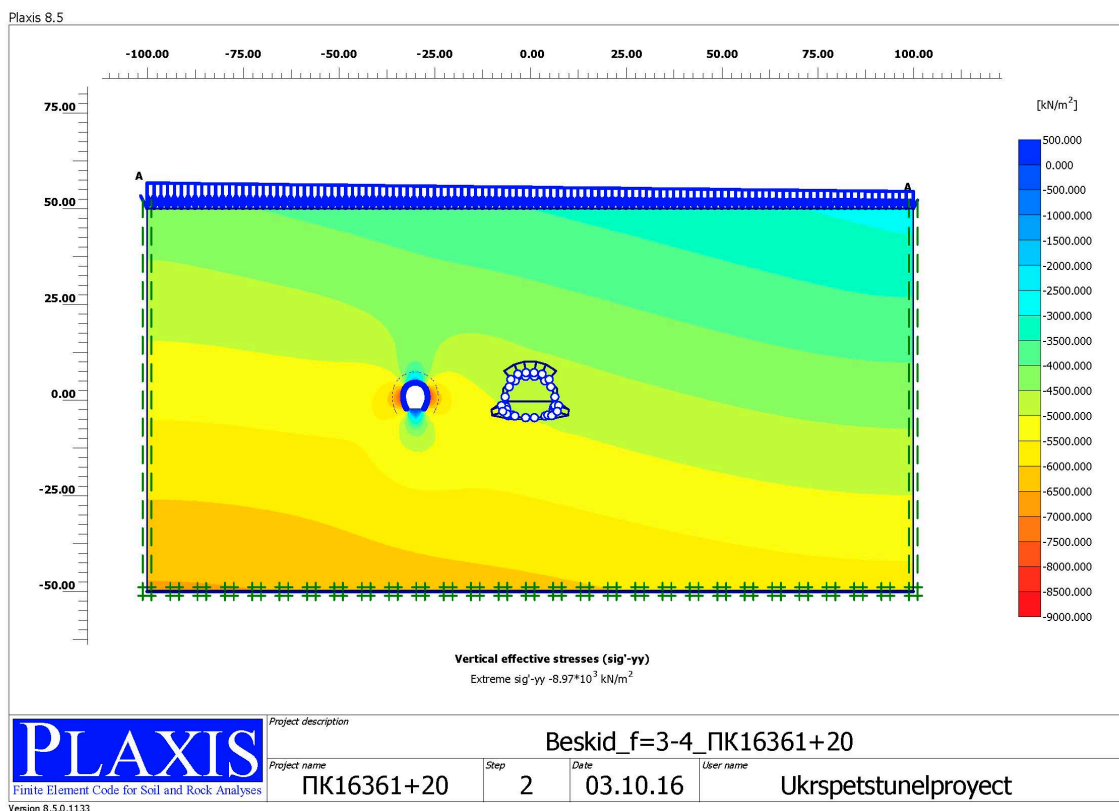


Рисунок 6.5 - Вертикальні початкові напруження (максимум – 4800 кПа)

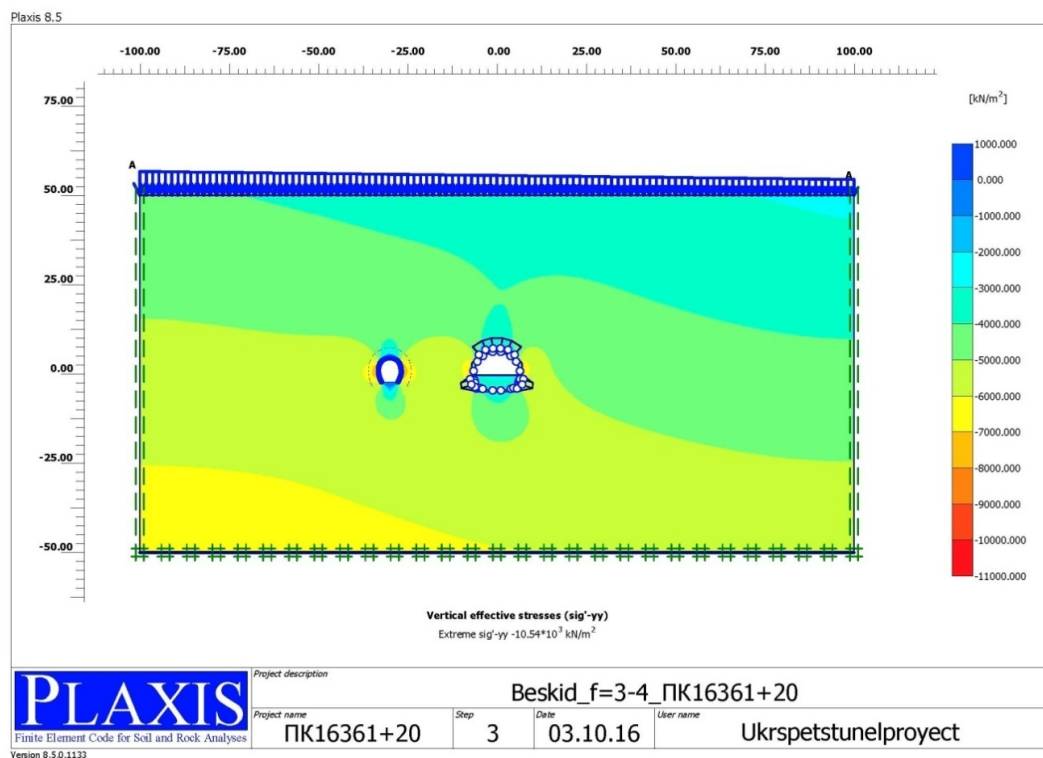


Рисунок 6.6 - Вертикальні напруження у привибійній зоні до контакту з кріпленням (максимум – 3600 кПа)

Обрахунок загальних деформацій підтвердив можливість розвитку руйнівного процесу навколо тунелю, причому зона зрушень охоплює увесь масив з виникненням на поверхні зони осідання (рис. 6.7).

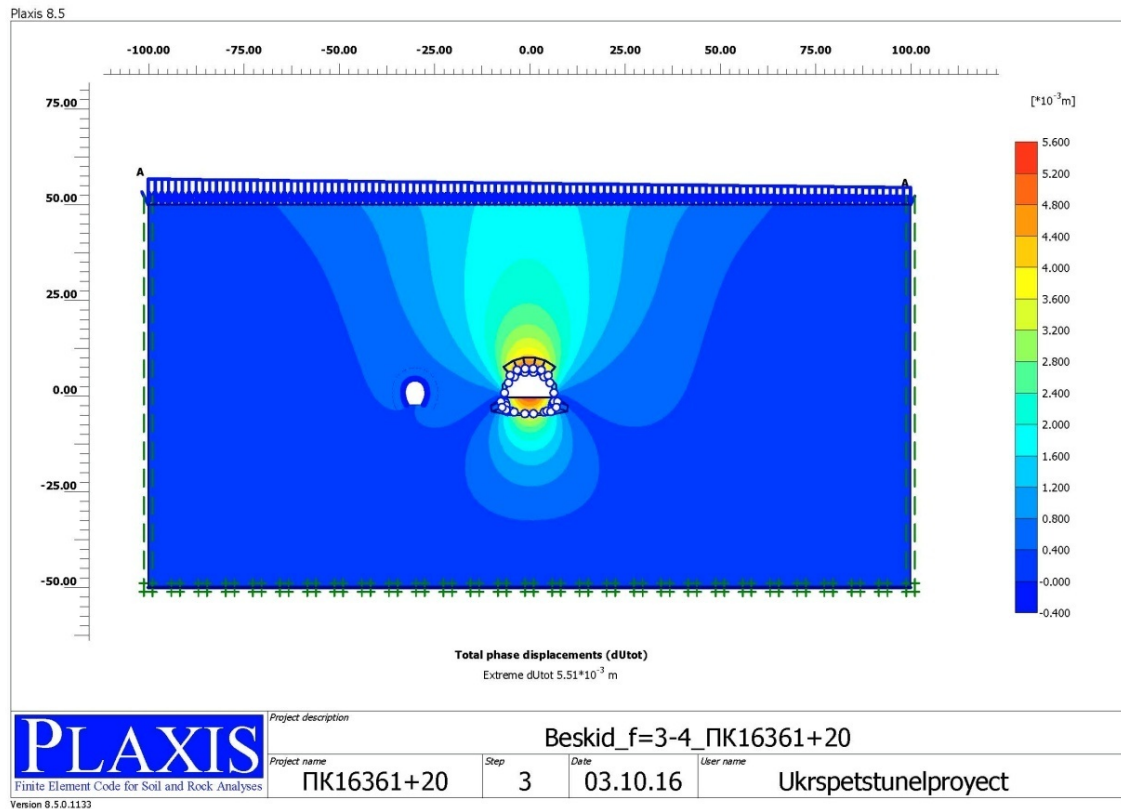


Рисунок 6.7 - Загальні деформації оточуючого масиву до спорудження кріплення

Зважаючи, що над тунелем прокладена ділянка магістрального газогону «Уренгой-Ужгород», виникнення цього явища визнано неприпустимим.

На третьому етапі визначені кінцеві напруження та деформації у масиві після досягнення системою «кріплення – масив» стану рівноваги (рис. 6.8 та 6.9).

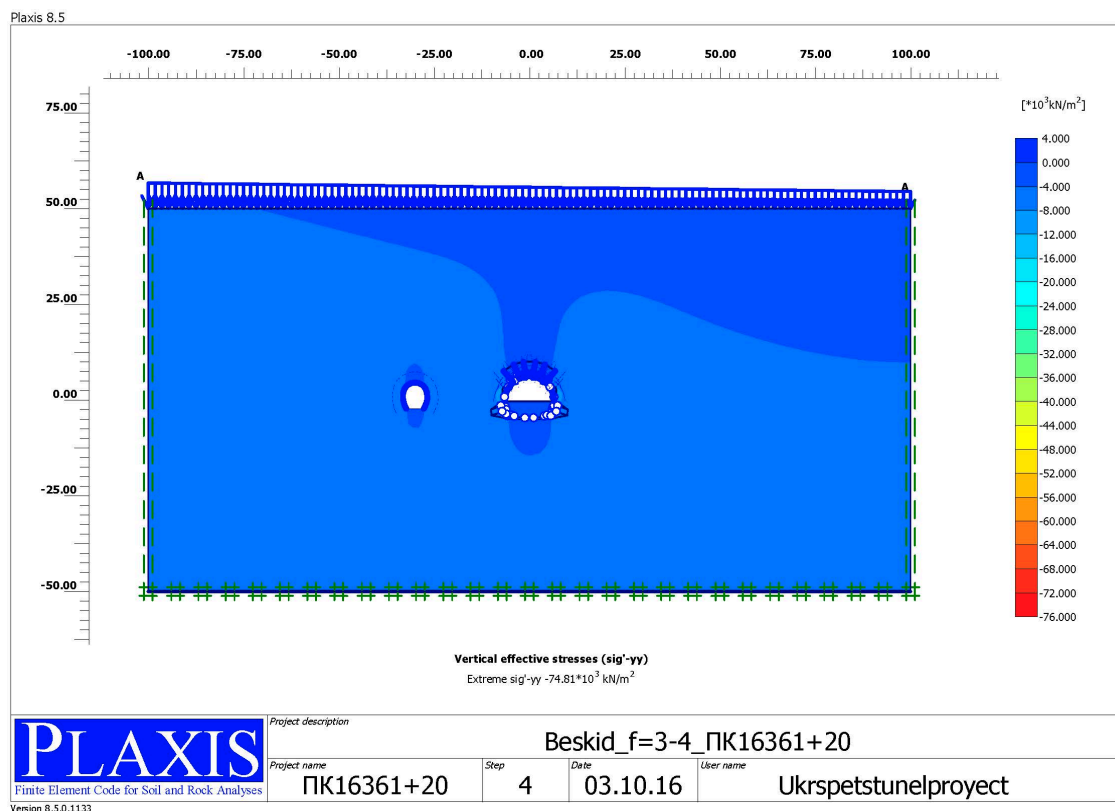


Рисунок 6.8 - Вертикальні напруження (привибійна зона  $Max$  – 2800 кПа)

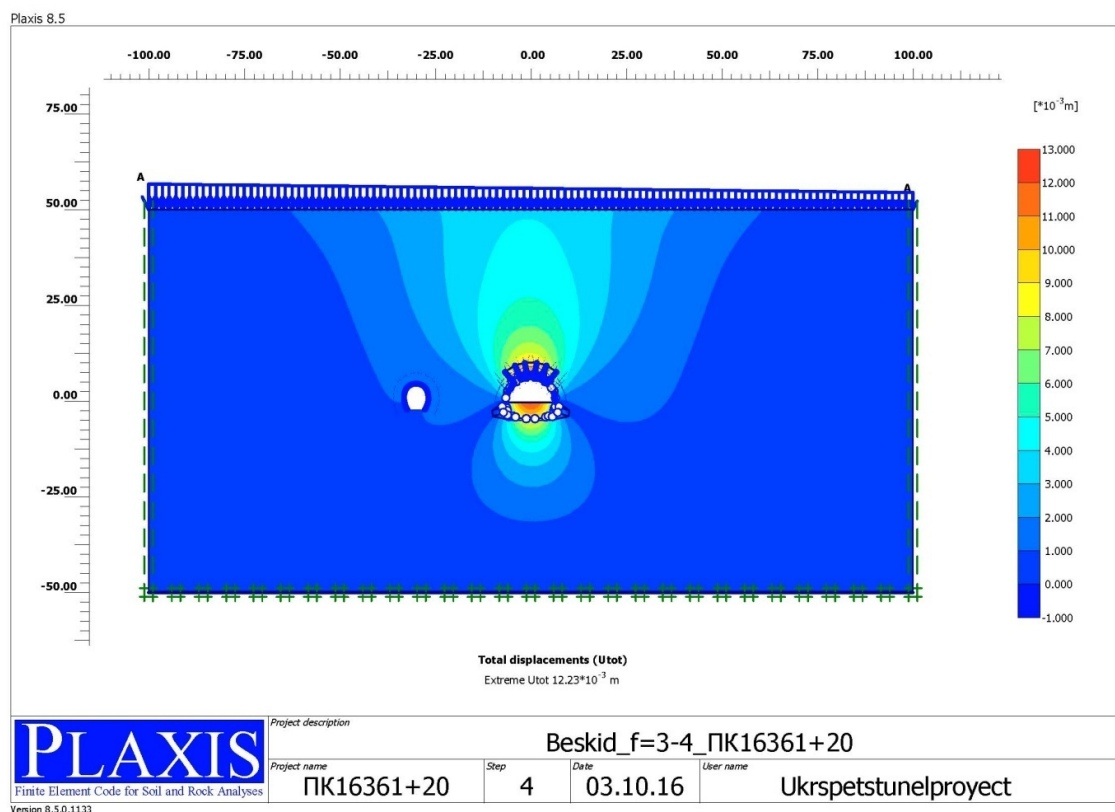


Рисунок 6.9 - Загальні деформації у масиві після стабілізації системи

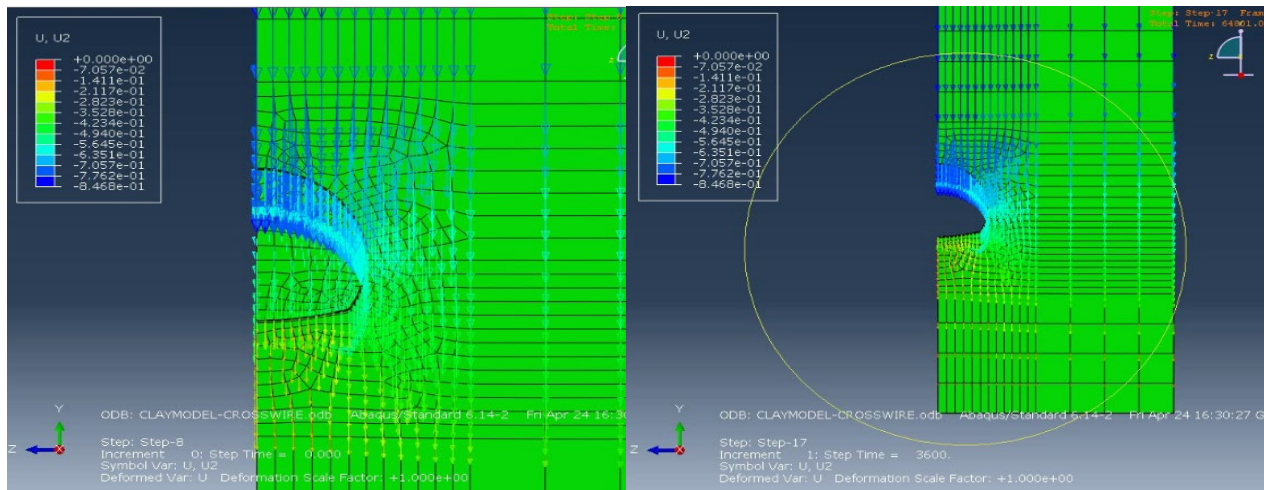
Додатковими ускладнюючими обставинами, що визначають стійкість масиву, є необхідність безперервної експлуатації діючого та значні габарити нового двоколісного тунелю (понад 120 м<sup>2</sup> площі перерізу). Тому для розглянутих умов запропоновано геомеханічний підхід будови підземної споруди у вигляді заощадливого поступового впливу на масив створенням перерізу тунелю по частинах: спочатку верхня (калота), потім нижня (штрос), а відповідна реакція оточуючого масиву на кожному етапі порушення стійкості компенсується адаптованим регулюванням опору конструкції кріплення, що для умов слабких порід розглянуто у розділі 5.

За результатами аналізу світового досвіду будівництва тунелів необхідний взаємозв'язок між технологічним впливом і компенсацією реакції масиву адаптованим кріпленням може бути реалізований у вигляді різновиду відомого способу «New Austrian Tunneling Method» (NATM), який передбачає поєднання набризк-бетону з анкерним кріпленням [152].

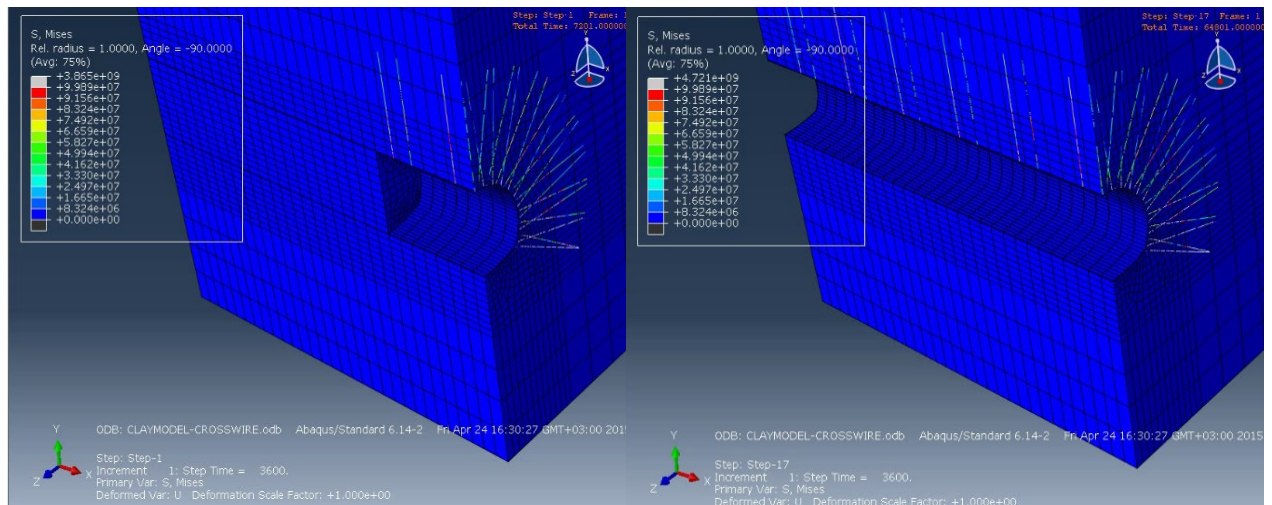
Новація полягає у комбінуванні приконтурного зміцнення набризк-бетоном з анкерним армуванням масиву та опорними рамними елементами, що дозволяє регулювати опір комбінованої конструкції відповідно до реакції масиву: зміною товщини набризк-бетону, щільністю армування і глибиною анкерування та встановленням опорних рам з різним кроком, що вперше випробувано автором в умовах слабких порід (розд. 5).

Для визначення початкової реакції масиву на створення калотової частини тунелю проведено математичне моделювання умов будівництва у геомеханічному програмному комплексі «Abaqus» (модуль Simulia/Explicit), результати якого наведено на рисунку 6.10.



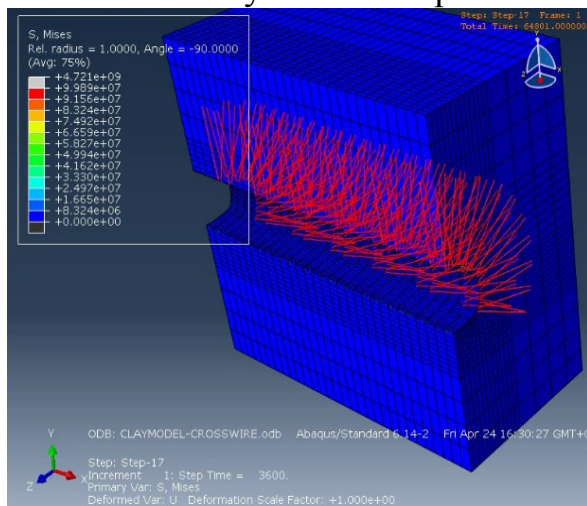


а) модель масиву у початковому стані      б) модель масиву після спорудження калоти

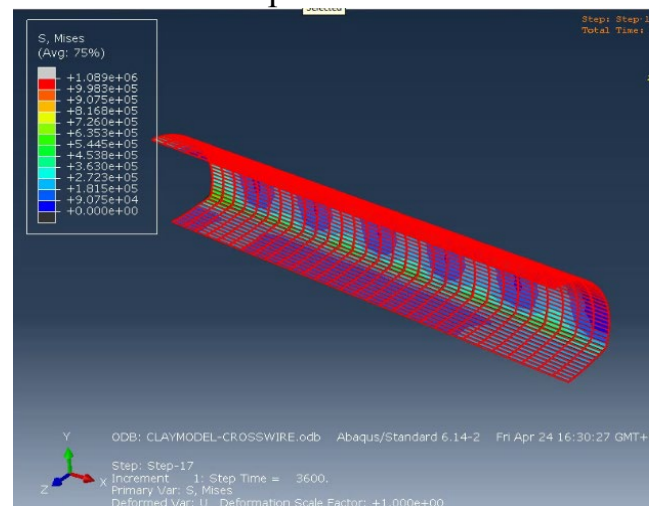


в) модель початкового етапу влаштування анкерів

г) модель масиву з анкерним закріпленням

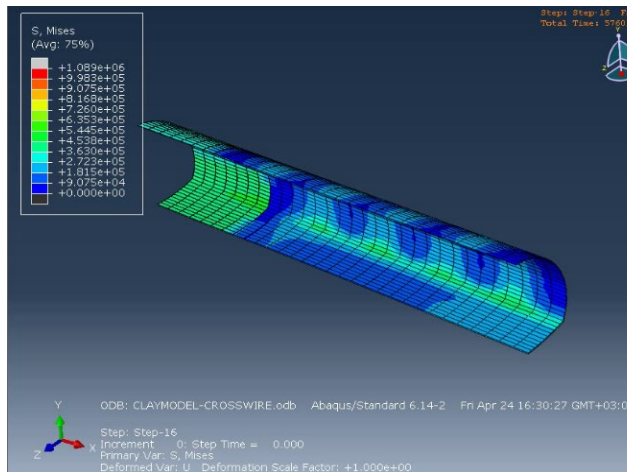


д) результати розрахунків навантаження анкерного кріплення

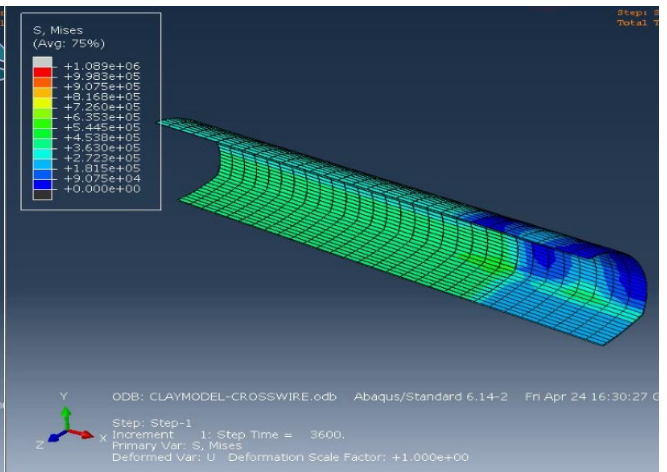


е) модель влаштування рамного кріплення

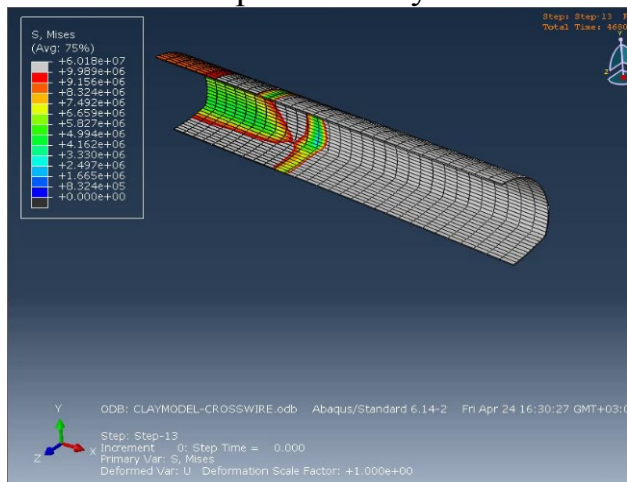
Рисунок 6.10 – Математичне моделювання умов будівництва (етапи а–е)



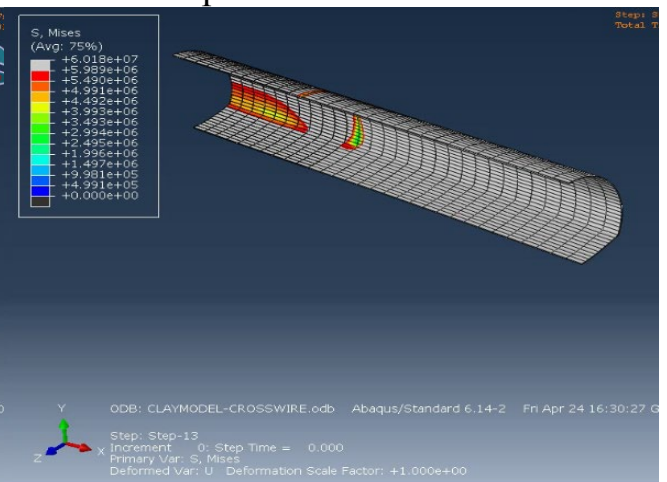
ж) модель початкового нанесення набризк-бетону



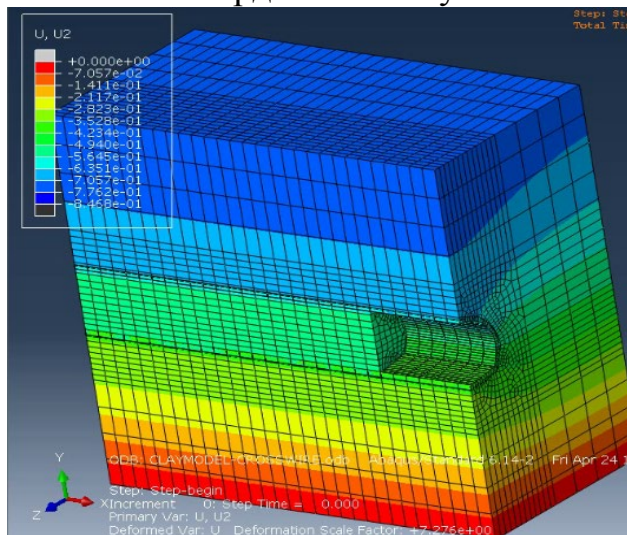
з) модель нанесення набризк-бетону в привибійній зоні



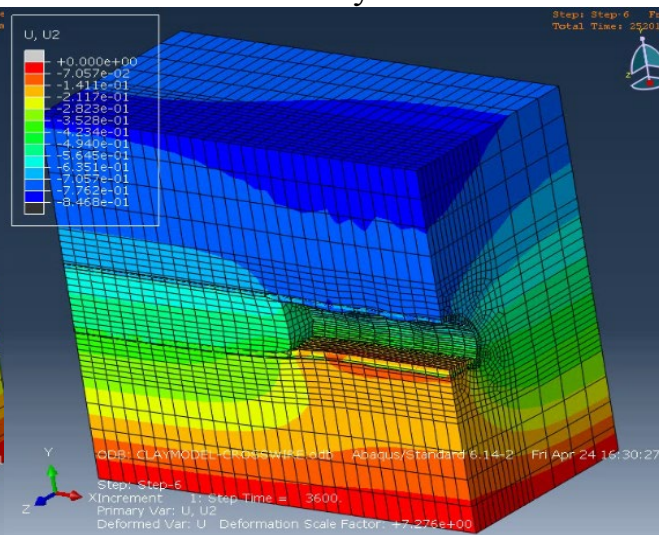
и) модель початкового етапу затвердіння бетону



к) модель остаточного затвердіння бетону



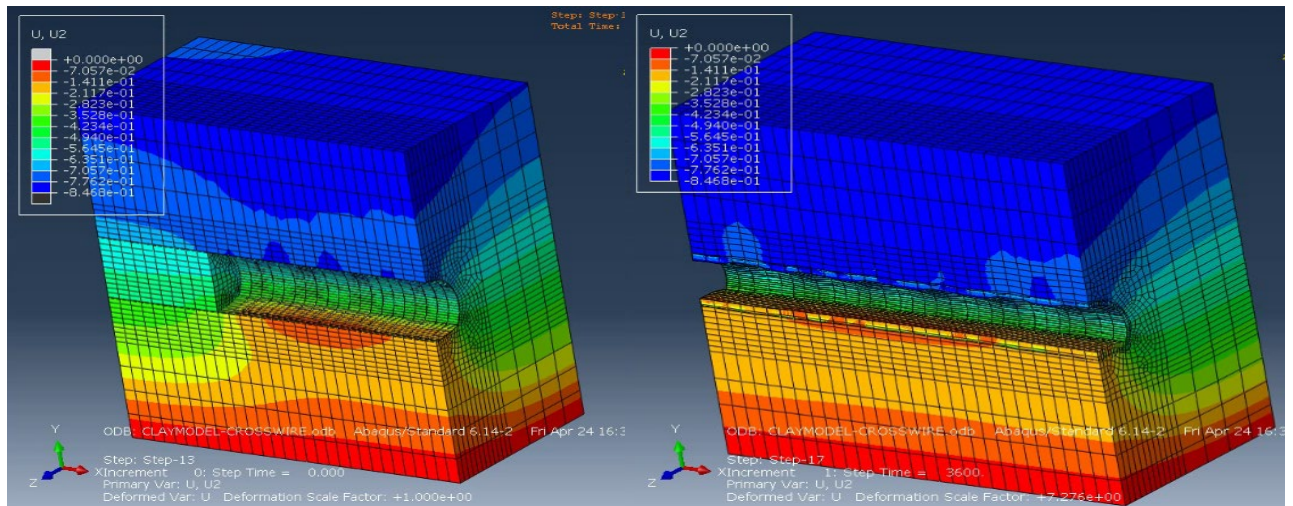
л) результати розрахунку початкового етапу спорудження калоти



м) результати розрахунку початкового етапу інтенсивного гірського тиску

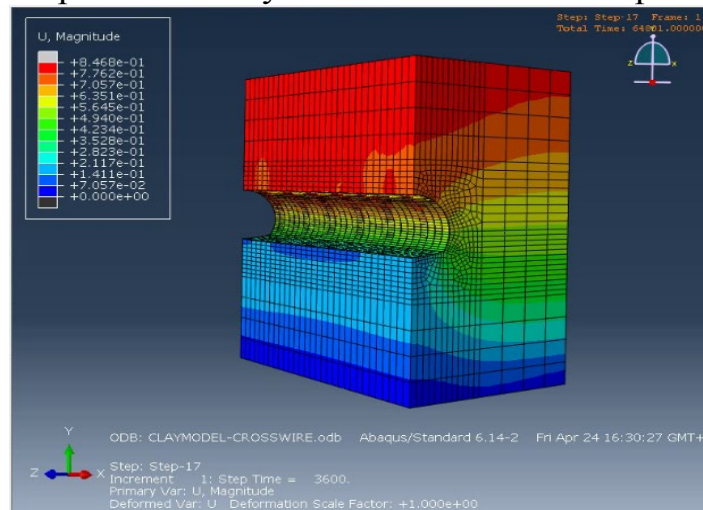
Рисунок 6.11 – Математичне моделювання умов будівництва (етапи ж-м)





н) результати розрахунку періоду  
максимального гірського тиску

о) результати розрахунку для періоду  
сталого гірського тиску

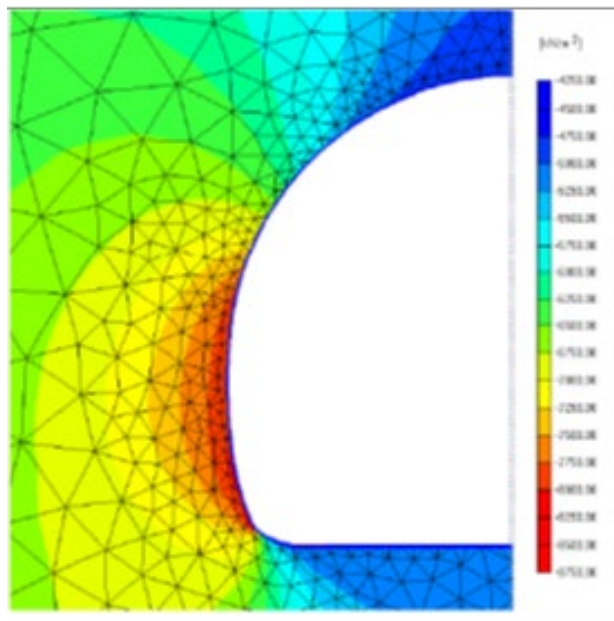


п) результати розрахунку для періоду спорудження штроси

Рисунок 6.12 – Математичне моделювання умов будівництва  
(етапи н-п)

З високим ступенем достовірності (надійність понад 97 %) визначено поширення руйнування приконтурних порід у аргілітах (рис. 6.12, а) та локалізоване – у пісковиках (рис. 6.12, б). Окремо встановлено, що в аргілітах армування масиву виключно анкерами не попереджає вивалоутворення на контурі виробки (рис. 6.13), але додаткове нанесення зміцнювального шару набризк-бетону суттєво його обмежує (рис. 6.14).

а)



б)

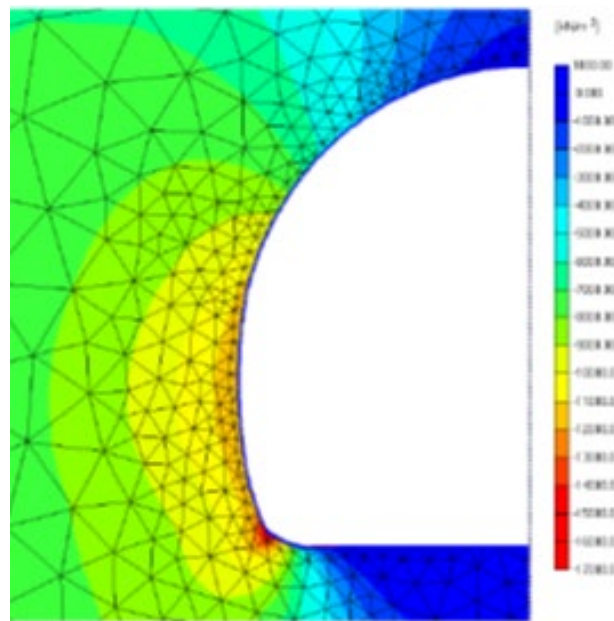


Рисунок 6.13 - Розподіл нормальних напруг навколо калоти в аргілітах (а) та пісковиках (б)

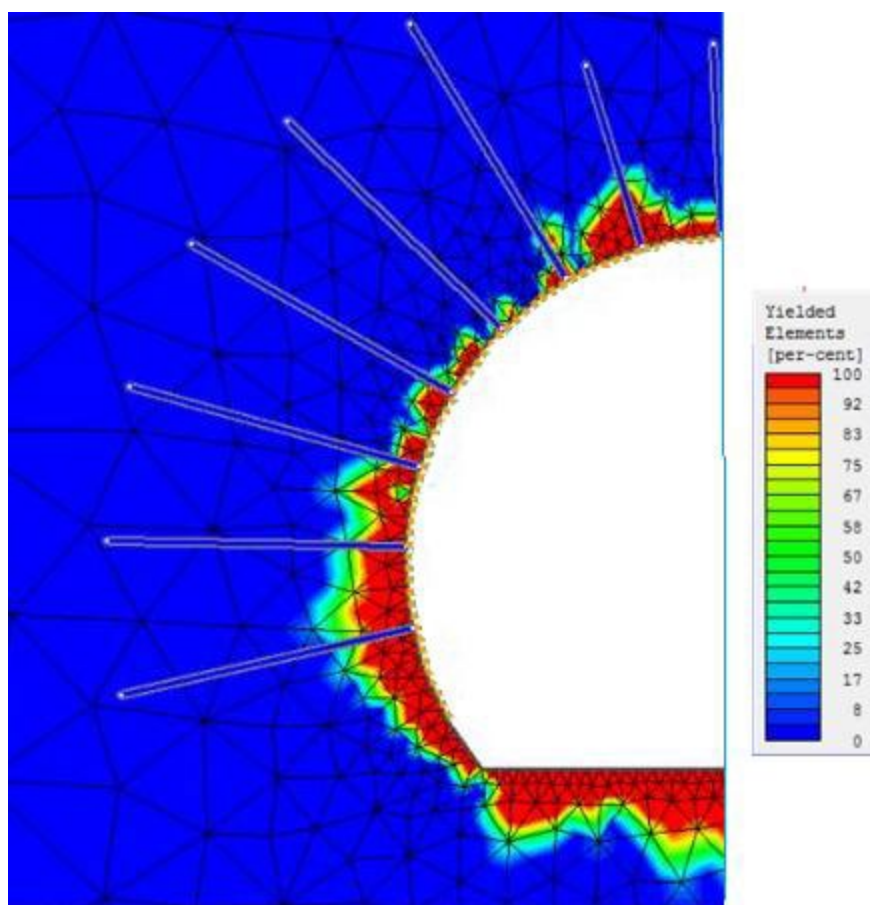


Рисунок 6.14 - Зони руйнування приконтурного шару під час анкерування

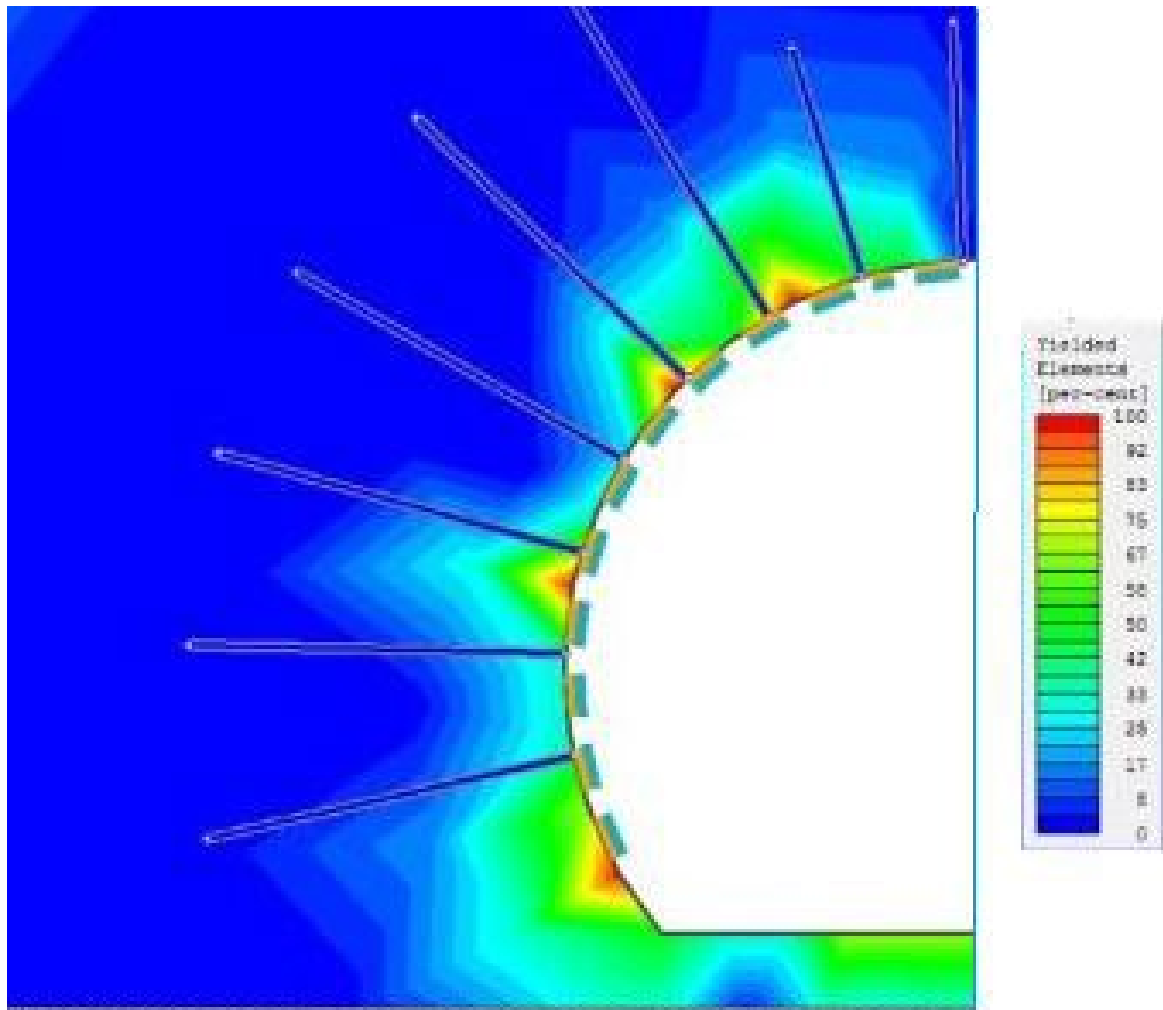


Рисунок 6.15 - Зони локалізації руйнування під час комбінованого застосування анкерів та набризк-бетону

За результатами моделювання визначено показники глибини анкерування (4–6 м), щільності армування масиву (0,8–1,1 анкер/м<sup>2</sup>) та товщини набризк-бетону (70–120 мм), які забезпечують стійкий стан породного контуру відповідно для пісковиків та аргілітів. За несучою здатністю вибрана конструкція анкерів «Titan», що встановлюються безшпуровим способом.

За результатами моделювання поведінки масиву в часі від моменту оголення визначено сумарні зміщення контуру оголення для різних умов порід і видів комбінування тимчасової обробки (рис. 6.16).

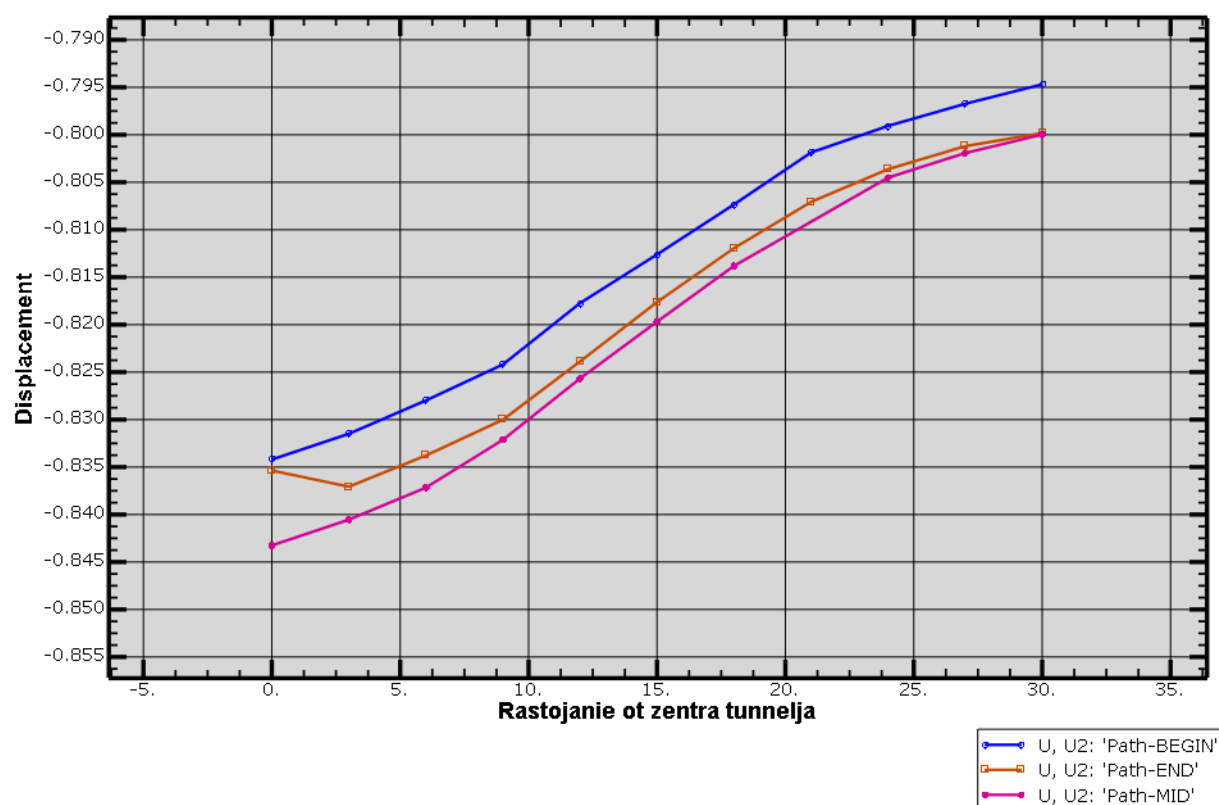


Рисунок 6.16 а - Графіки зрушень порід для оголень порід

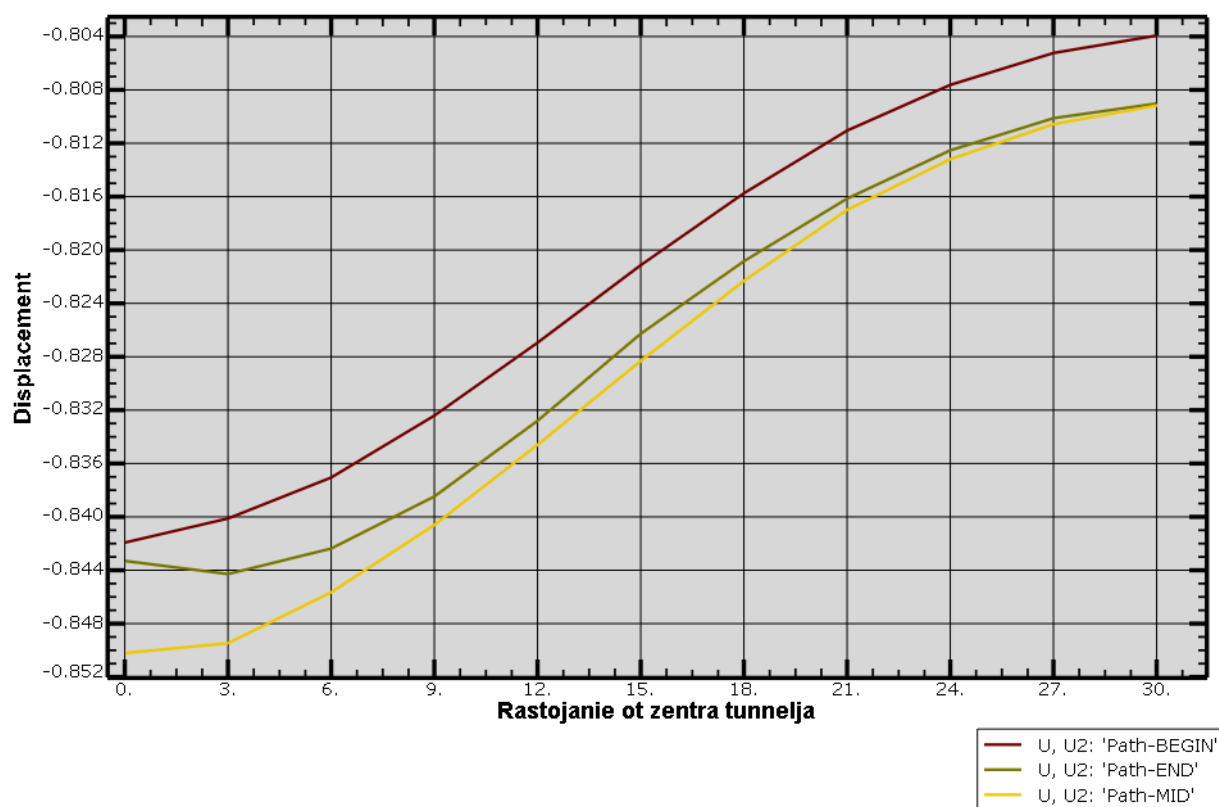


Рисунок 6.16 б - Графіки зрушень порід для тектонічних розламів

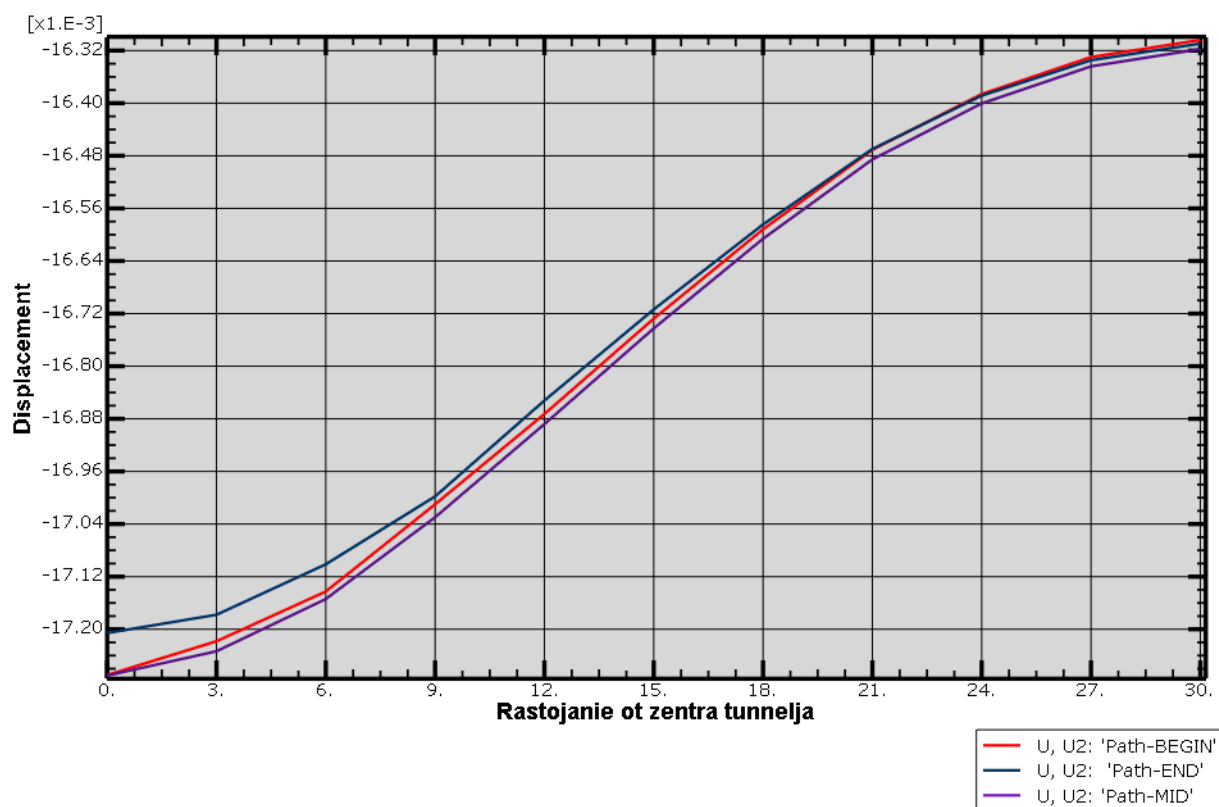


Рисунок 6.16 в - Графіки зрушень порід – аргілітів

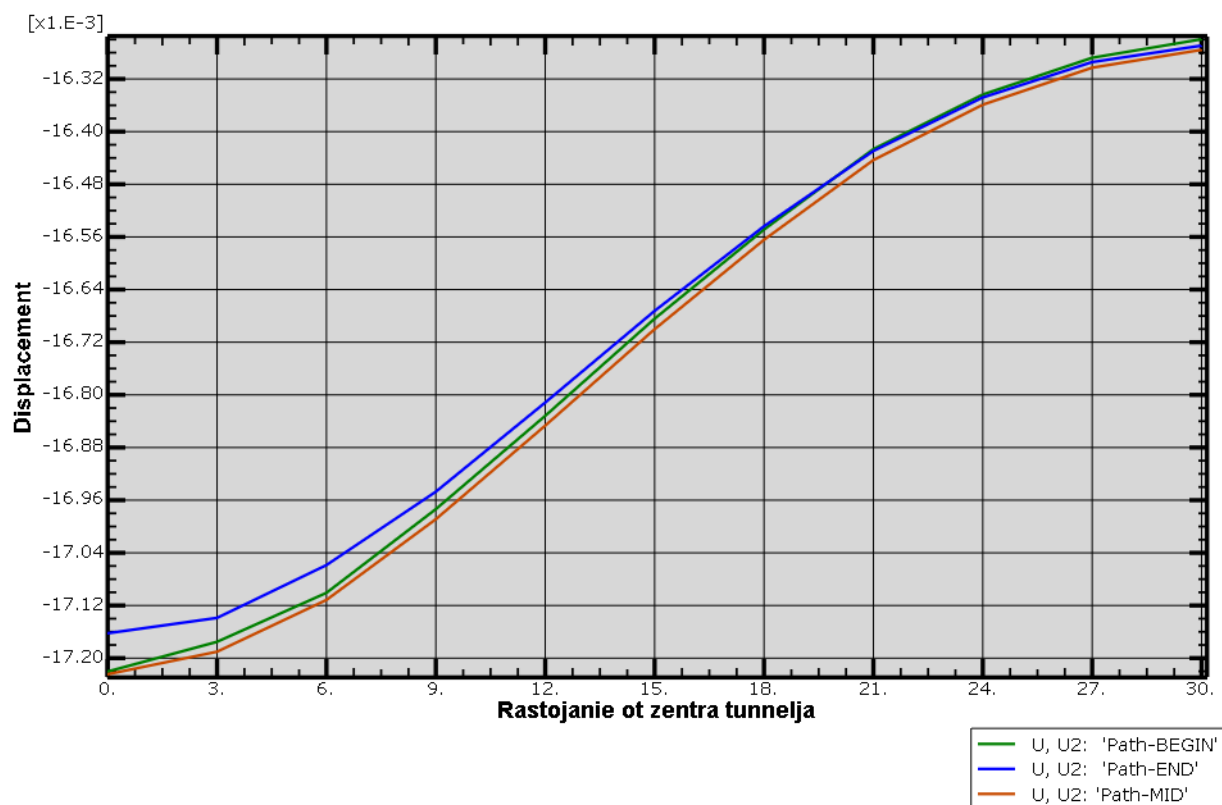


Рисунок 6.16 г - Графіки зрушень порід флішевої товщі

Як і в першому варіанті для набризк-бетонного кріплення, як окремого кріплення, максимальні деформації перевищують припустимі. Для комбінування 2-х видів застосовано різні схеми розташування анкерів (радіально і перехресно) та отримано наступні результати (рис. 6.17 та 6.18).

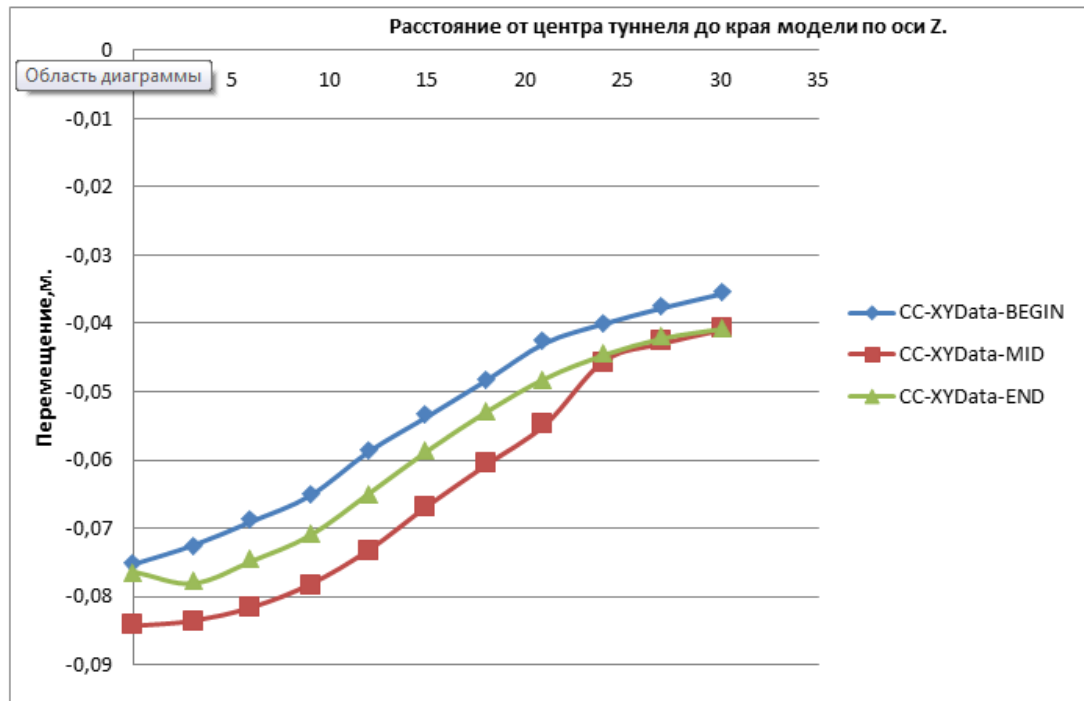


Рисунок 6.17 - Зміщення масиву за набризк-бетоні, анкерів і комбінування

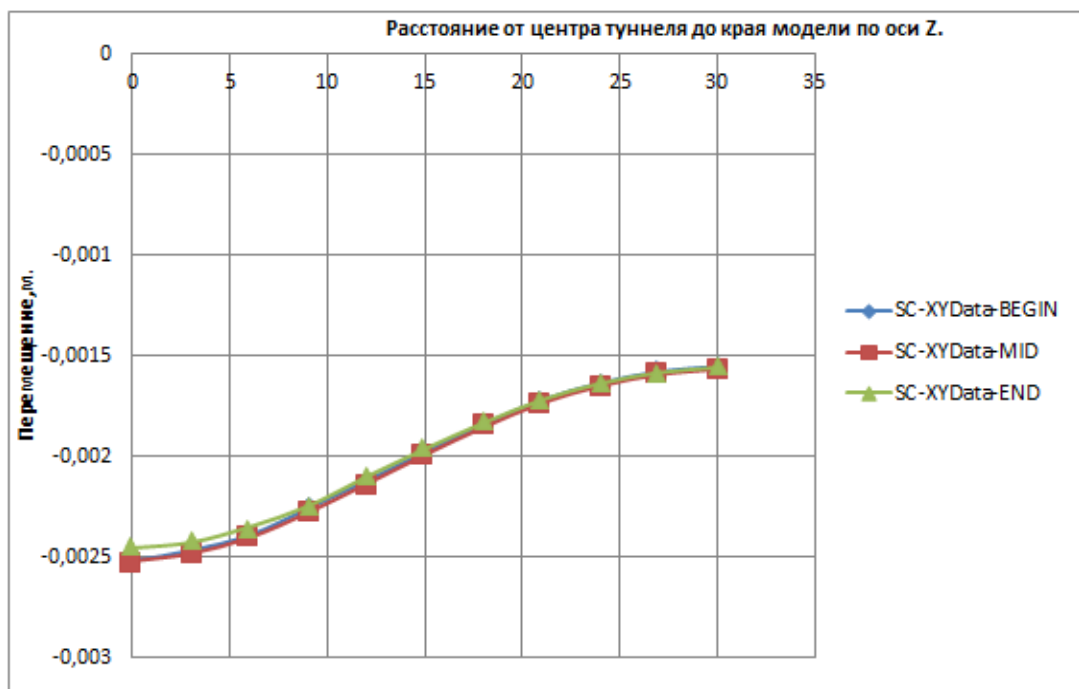


Рисунок 6.18 - Зміщення масиву для арматурних каркасів



Під час чисельного експерименту впливу проведення Бескидського тунелю на масив було визначено оптимальне відставання спорудження тимчасової конструкції від лоба вибою (не більше 3 м). На більшій відстані починається розвиток зони руйнування.

Далі за результатами визначення показників порід було виконано розрахунки спільного деформування комбінованої тимчасової обробки і масиву по етапах зведення конструкції.

Однак врахування додаткових впливів (послаблення несучої здатності глинистих порід під час обводнення, буропідривного способу проведення, руху великовагових потягів по існуючому тунелю та ймовірні сейсмічні впливи), які охоплюють значні ділянки масиву (25 м – зона розповсюдження граничних коливань від руху потягів, 120 м – вплив динамічного імпульсу вибуху, 3–6 км – довжина різноамплітудної сейсмічної поверхневої хвилі) визначили необхідність посилення розглянутої конструкції кріплення. Оцінка ступеня впливу комбінації збурень від буропідривних робіт (одночасне підривання до 60 кг амоніту № 6ЖВ), короточасних (рух потягів вагою 1500-1700 т зі швидкістю 30–40 км/год.) та сейсмічних коливань (4–8 балів від зони Вранча у 100 км) становить 0,2...0,8 МПа [8]. Це однозначно вказує, що несучої здатності системи «набризк-бетон – анкер» (0,3–0,6 МПа) для збереження стійкості оточуючого масиву недостатньо. Тому розглянуто посилення кріплення додаванням рамної конструкції з двотаврового профілю № 24 для аргілітів та арматурного каркаса (3х36 мм) для пісковиків, що надає можливість жорсткого закріплення хвостових частин анкерів на рамі, й тим самим, створити спільну опорну поверхню для анкерів, забезпечуючи їх інтегральну реакцію навантаженням від гірського тиску з додаванням регульованого опору рамної конструкції на повну глибину зони армування оточуючого масиву.

Розрахунки комбінованої конструкції виконано у програмному комплексі «PLAXIS». Розрахункова схема конструкції комбінованого кріплення, що забезпечує сумісне деформування системи «масив –

конструкція», наведено на рисунку 6.19. Результати розрахунків наведено на рисунках 6.20-6.28.

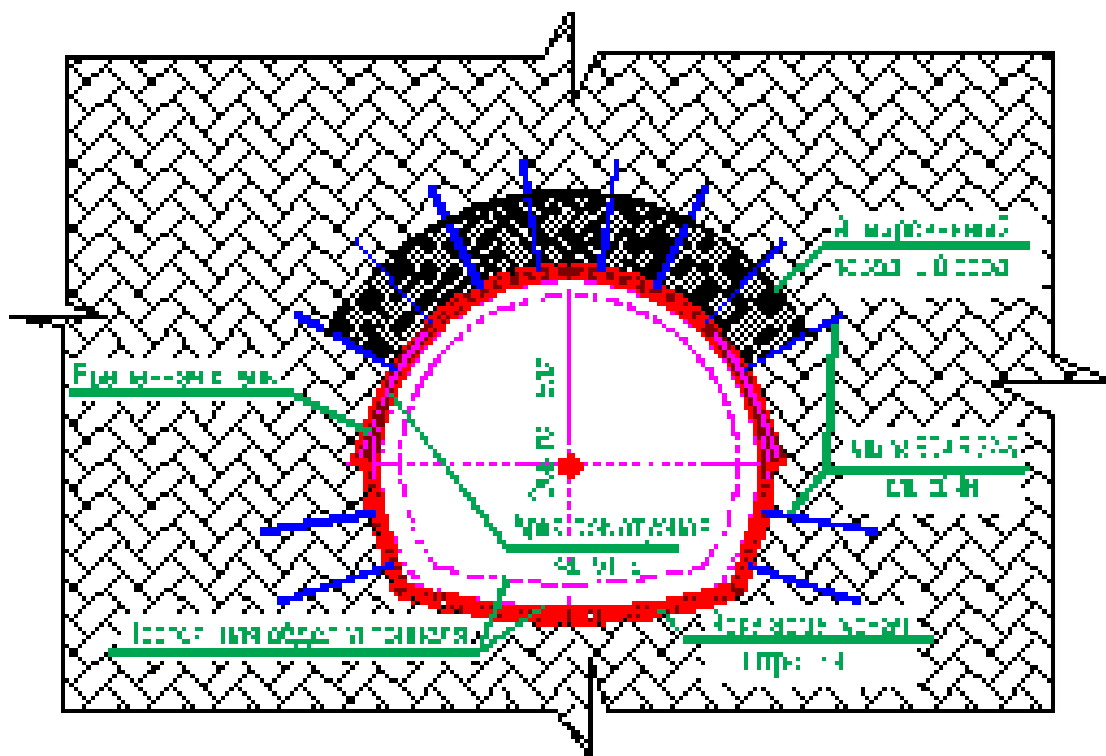


Рисунок 6.19 - Розрахункова схема комбінованої конструкції кріплення

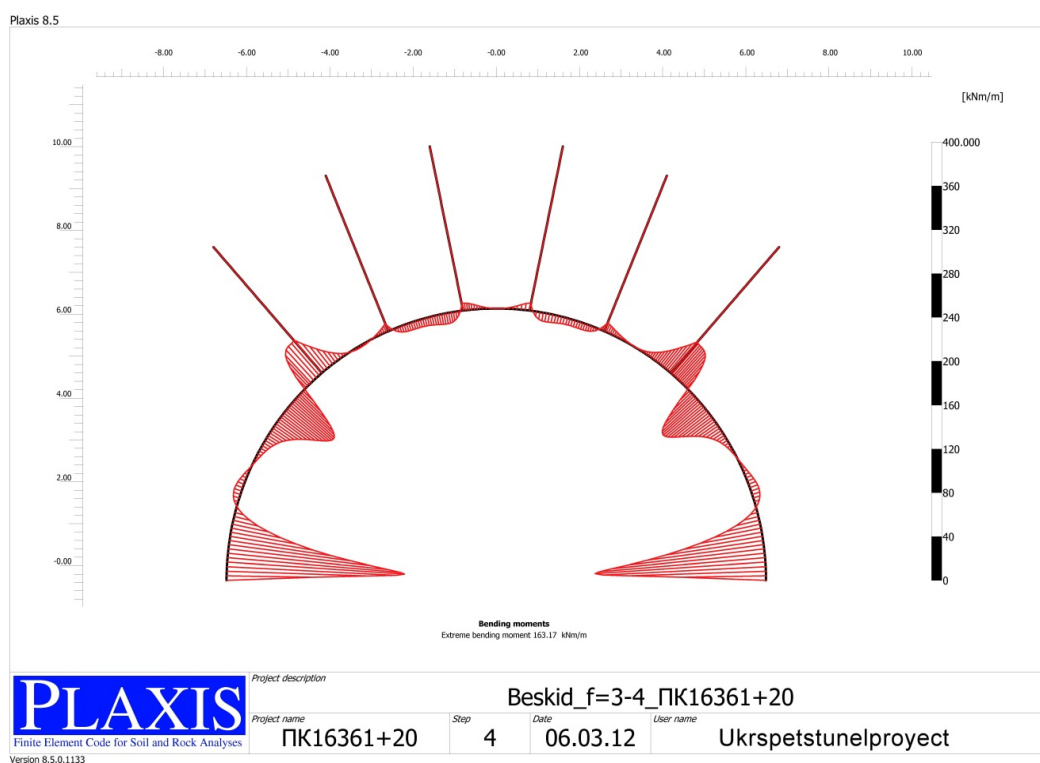


Рисунок 6.20 - Епюра моментів для кріплення калоти на ПК16361+20 м



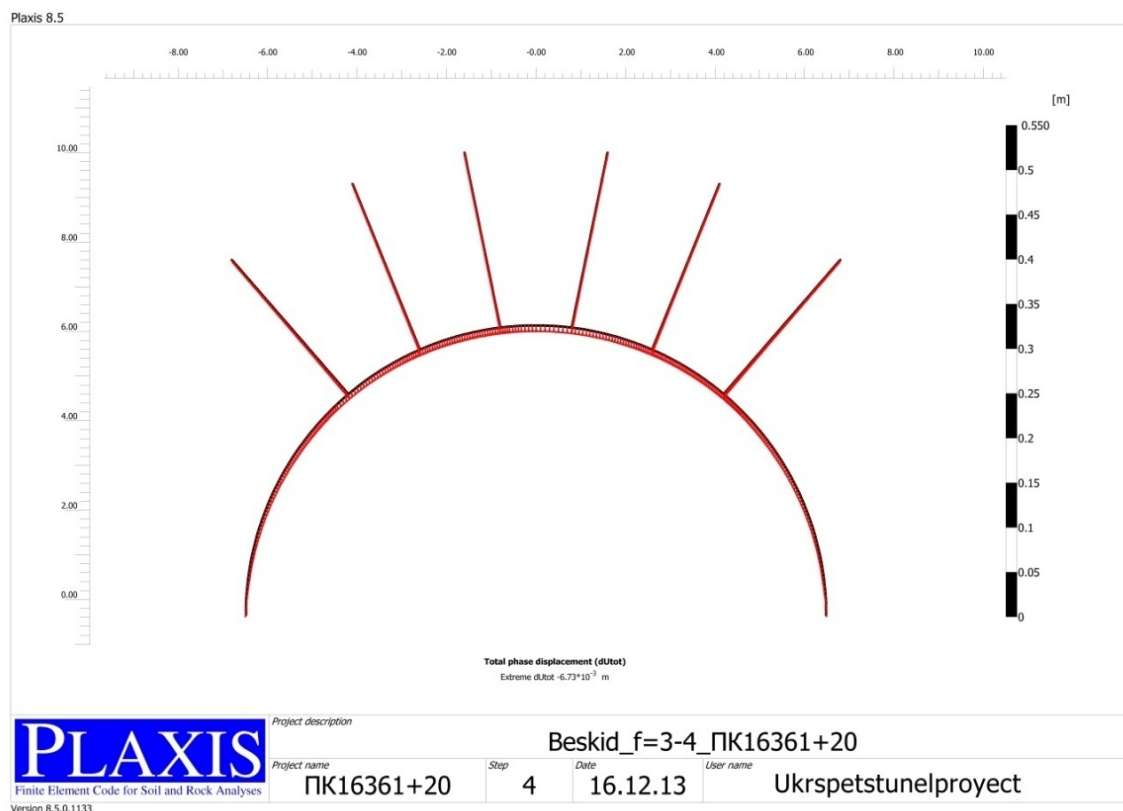
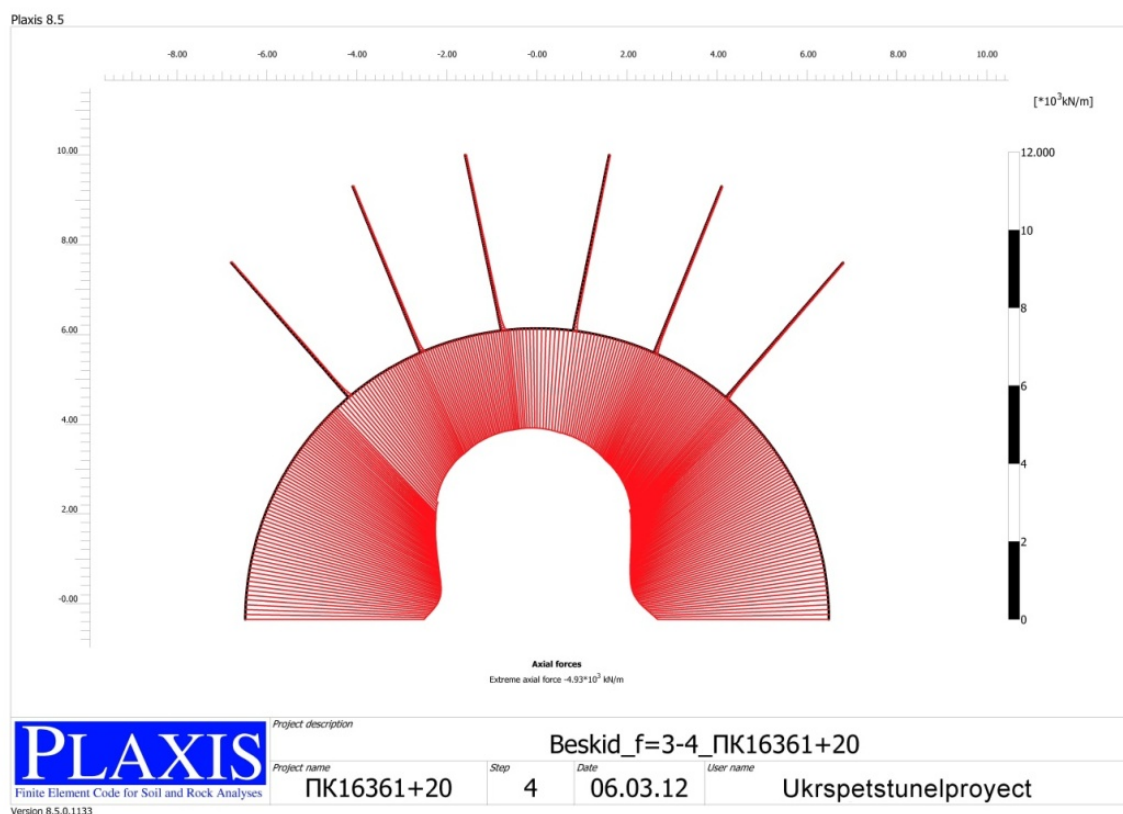


Рисунок 6.21 - Загальні переміщення кріплення калоти

Рисунок 6.22 - Поздовжня сила в кріпленні під час проходження калоти  
(Max = -5000 кН/м)

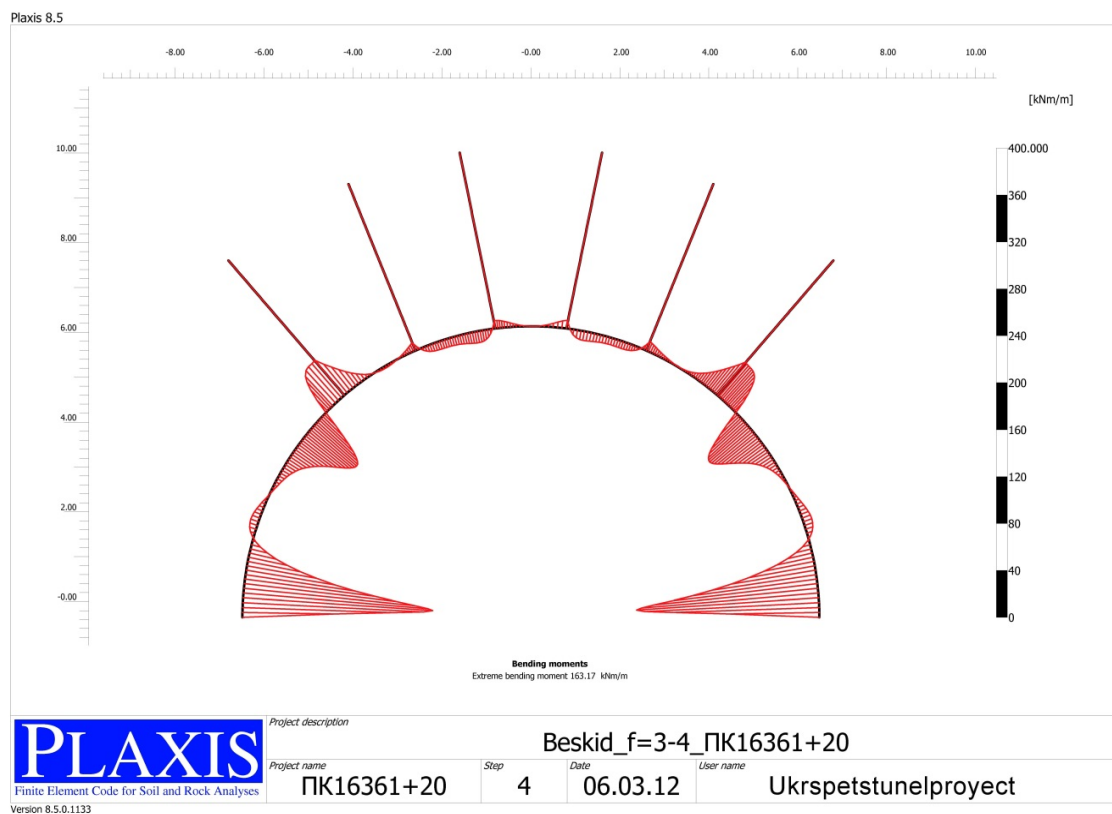


Рисунок 6.23 - Згинальні моменти в кріпленні під час проходження калоти ( $Max = 163 \text{ кНм/м}$ )

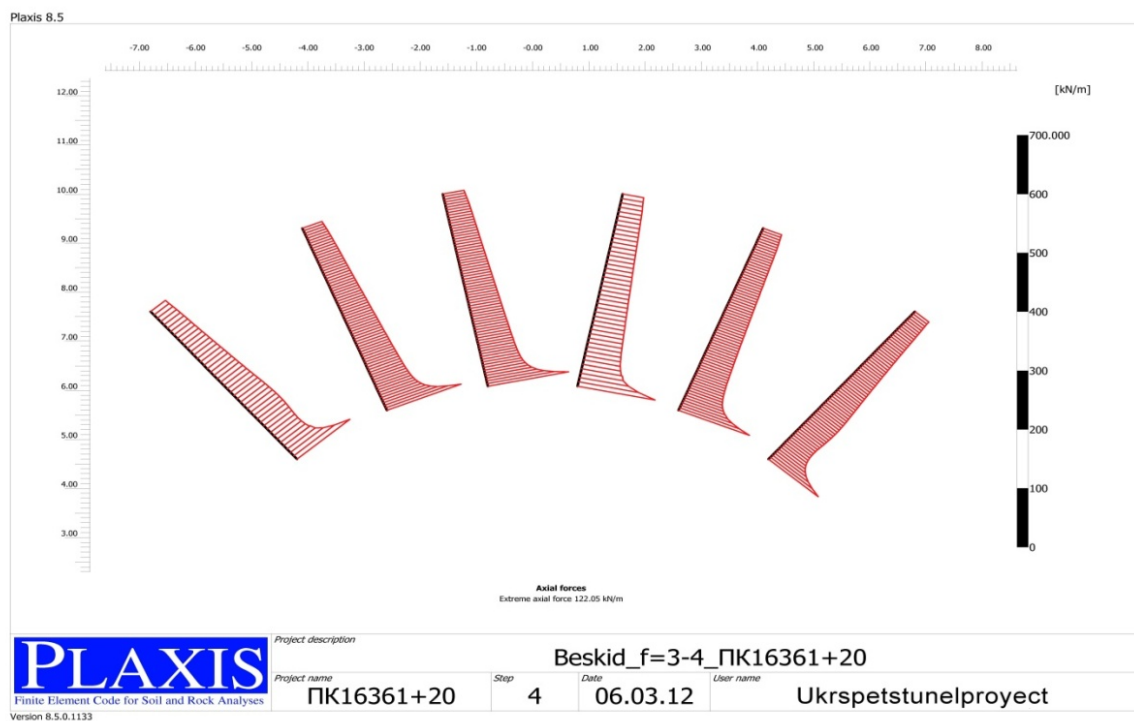


Рисунок 6.24 - Повздовжня сила в анкерах під час проведення калоти ( $Max = 122 \text{ кН/м}$ )

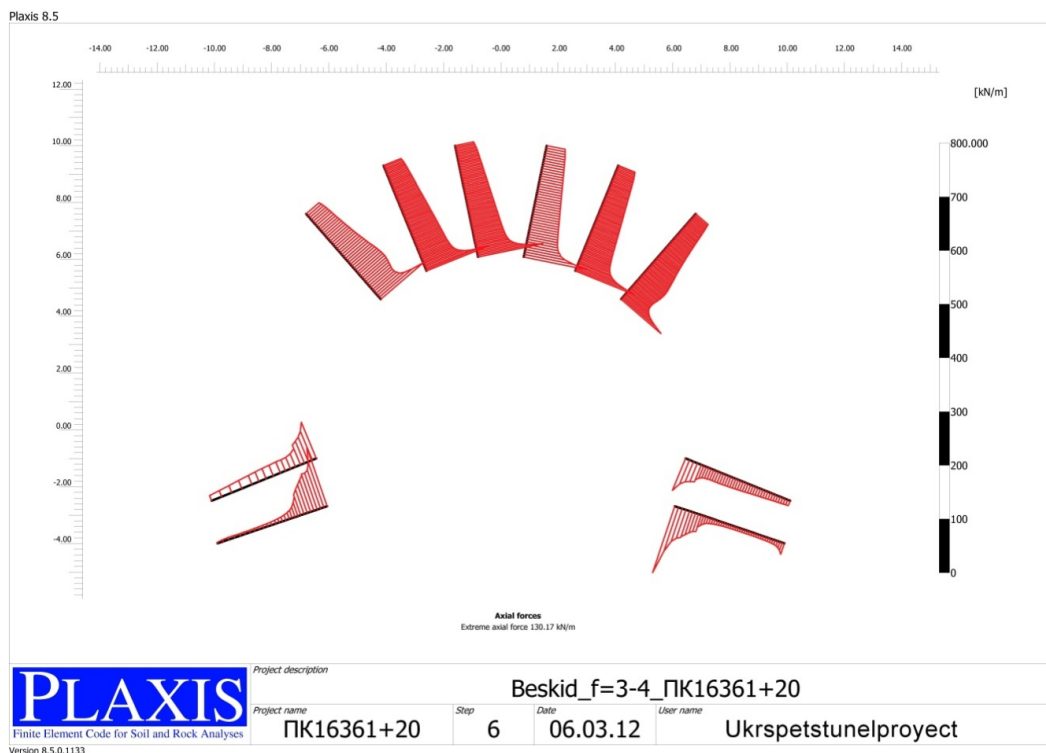


Рисунок 6.25 - Поздовжня сила в анкерах під час проходження штроси ( $Max = 130 \text{ кН/м}$ )

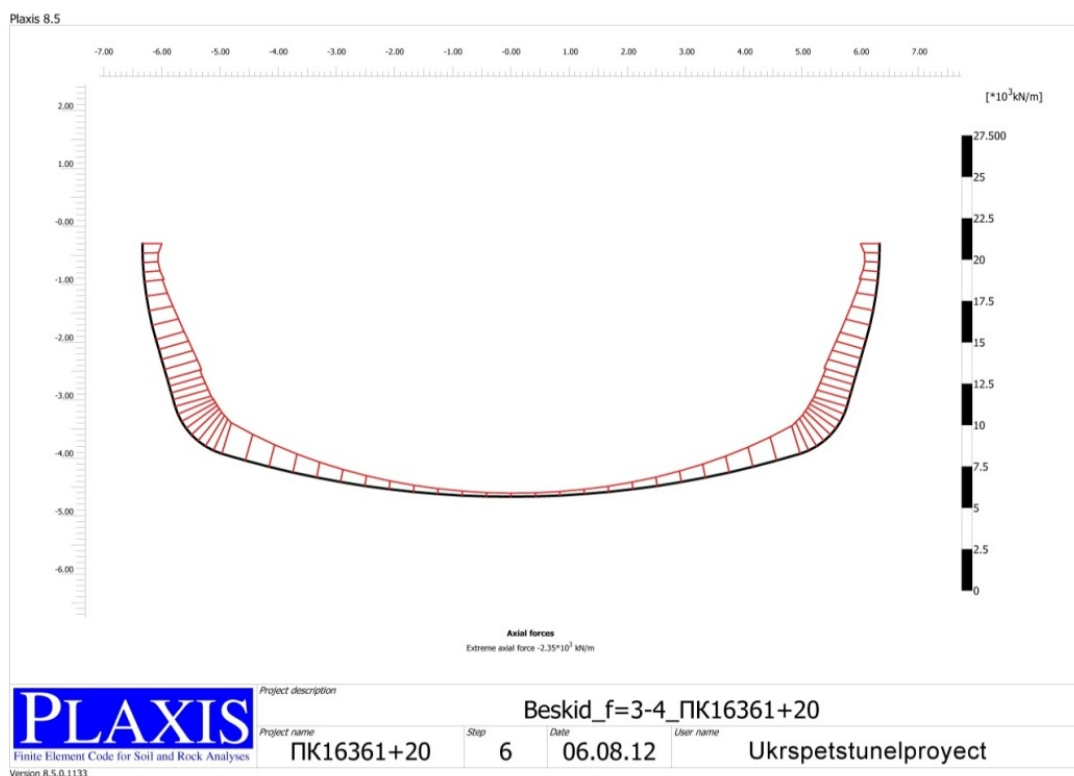


Рисунок 6.26 - Поздовжня сила в кріпленні під час проходження штроси (Extreme axial forces =  $-2350 \text{ кН/м}$ )

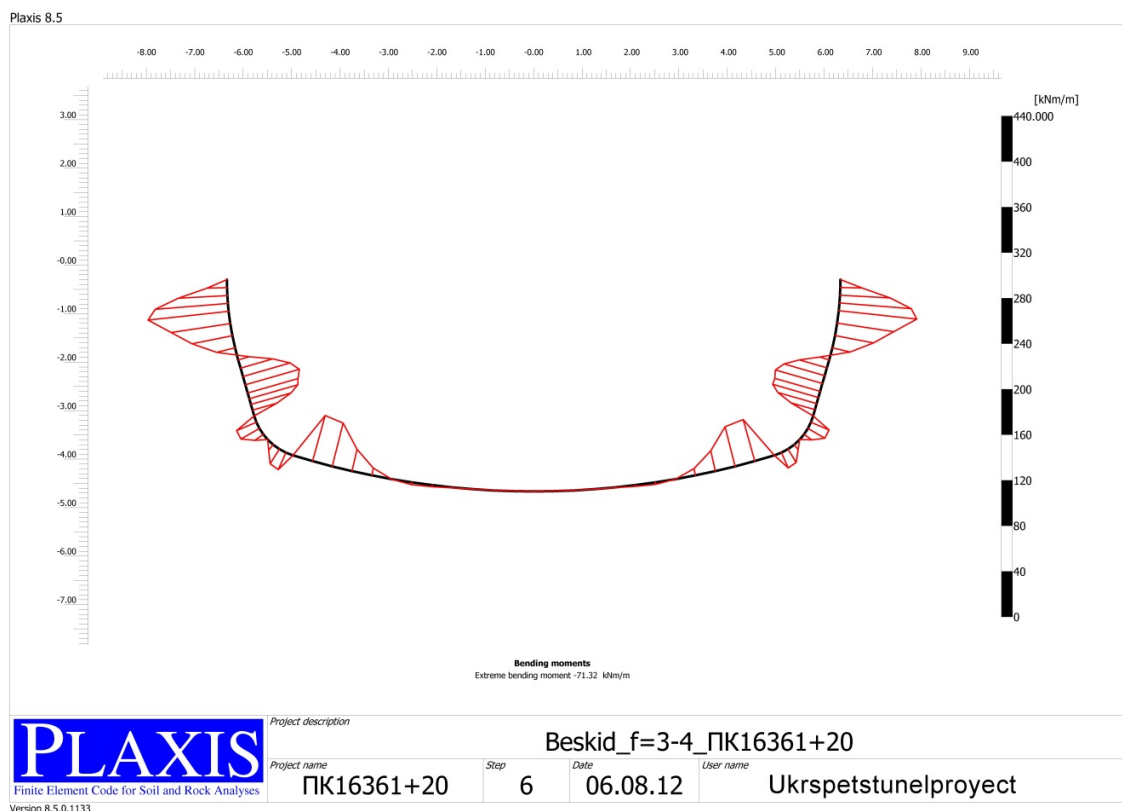


Рисунок 6.27 - Згинальні моменти в кріпленні під час проходження штроси ( $Max = -71 \text{ кНм/м}$ )

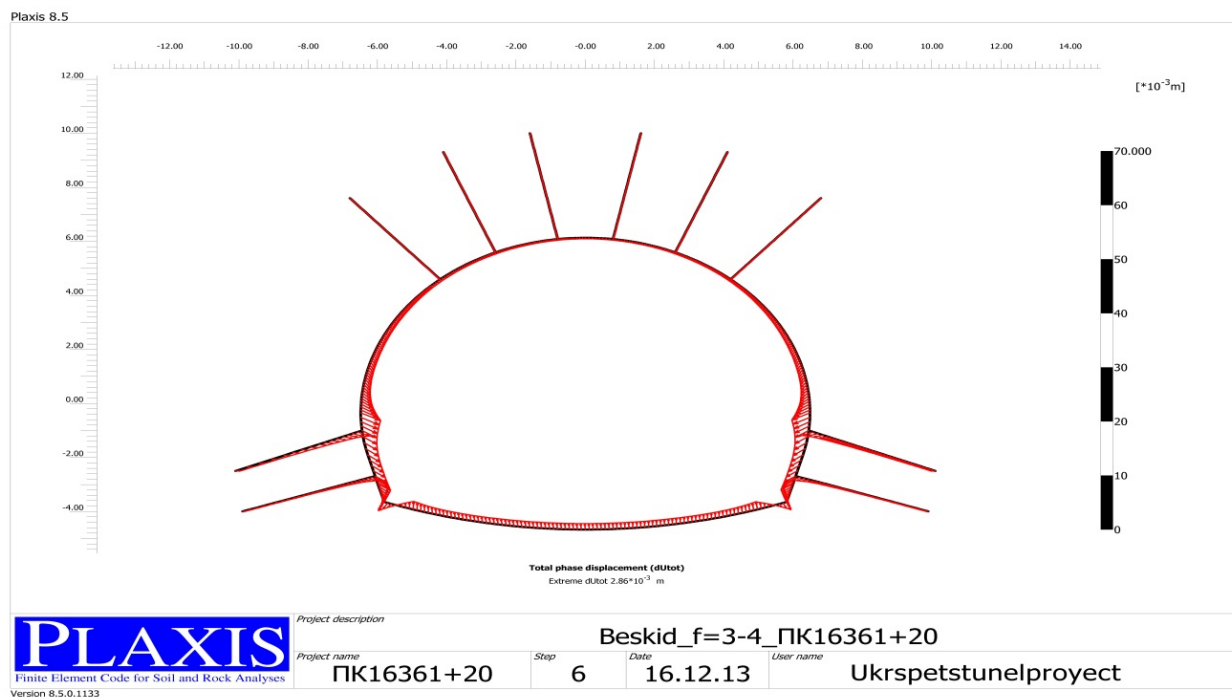


Рисунок 6.28 - Загальні переміщення комбінованої конструкції кріплення

Очікувані зміщення і показники напруженого стану конструкцій дозволяють прогнозувати поточний стан тимчасової обробки і в разі необхідності передбачати додаткові заходи щодо посилення конструкції.

Загальна несуча здатність комбінованої конструкції за замкнутого обрису рами становить 1,1...1,8 МПа для кроку 0,7...1,2 м, що перекидає можливі впливи вибухових робіт та коливань від руху потягів. Довготермінова дія послаблення порід від зволоження врахована створенням будівельного зазору між тимчасовою і постійною обробкою на період будівництва в межах 200 мм. Потужні сейсмічні коливання можливі у районі тунелю з ймовірністю один раз на 5 тисяч років, тому в період будівництва (до 5 років) їх прояви малоймовірні, для захисту від проявів середньої потужності (до 5 балів) в залізобетонній конструкції постійної обробки передбачено створення трьох «пластичних шарнірів» (в склепінні та п'ятах) [10]. Комбіновану конструкцію тимчасового кріплення наведено на рисунку 6.29.



Рисунок 6.29 - Конструкція тимчасового комбінованого кріплення під час монтування



Загальний вигляд виконаного комбінованого тимчасового кріплення наведено на рисунку 6.30.



Рисунок 6.30 - Загальний вигляд виконаного комбінованого тимчасового кріплення

#### 6.4. Результати геомоніторингу будівництва тунелю

В процесі спорудження тунелю виконувався геомоніторинг поводження масиву та конструкцій кріплення, який забезпечувався інструментальними спостереженнями за зрушеннями закріпленого контуру (у світлі) на 5-ти спеціально обладнаних вимірювальних станціях (рис. 6.31), періодичні зйомки на яких виконувалися з високою точністю лазерними тахеометрами. Результати спостережень наведено на рисунку 6.32.

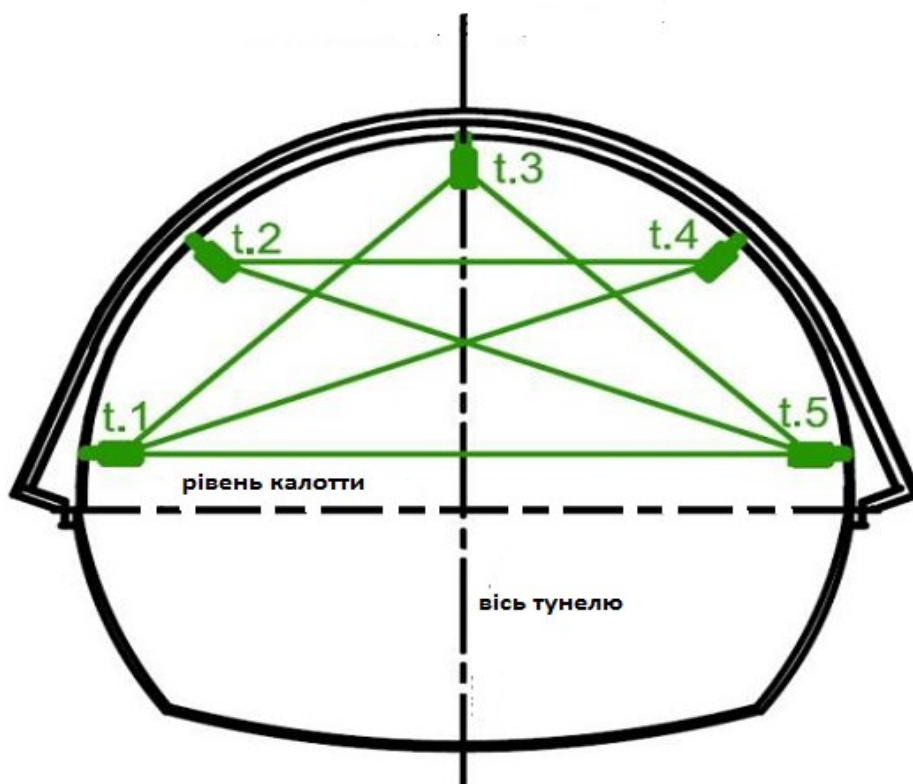


Рисунок 6.31 - Розташування деформаційних марок та схема вимірювань у перерізі

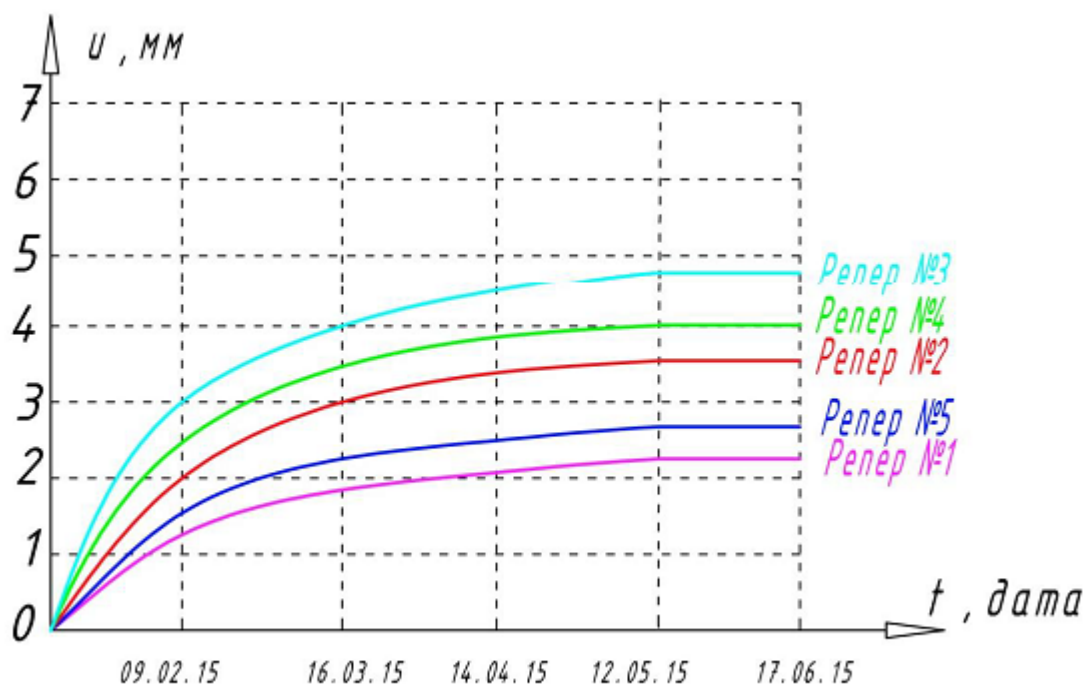


Рисунок 6.32 - Переміщення контуру кріплення калоти (ПК16361 + 20 м)

Було зафіксовано випадки вивалів порід (рис. 6.33).

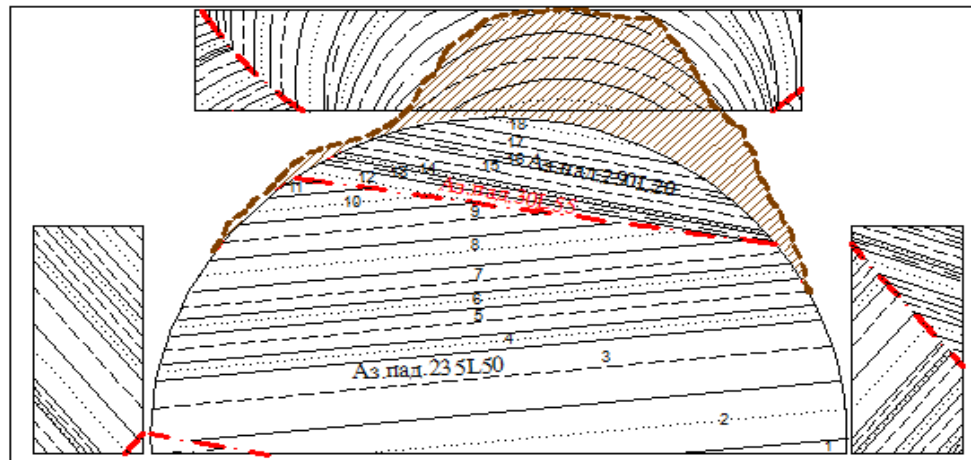


Рисунок 6.33 - Геологічна зйомка вивалу порід покрівлі (ПК16359 + 22,5 м масштаб 1:100)

Також було виконано натурні дослідження напруженого стану конструкції кріплення шляхом влаштування тензометричних датчиків (рис. 6.34).

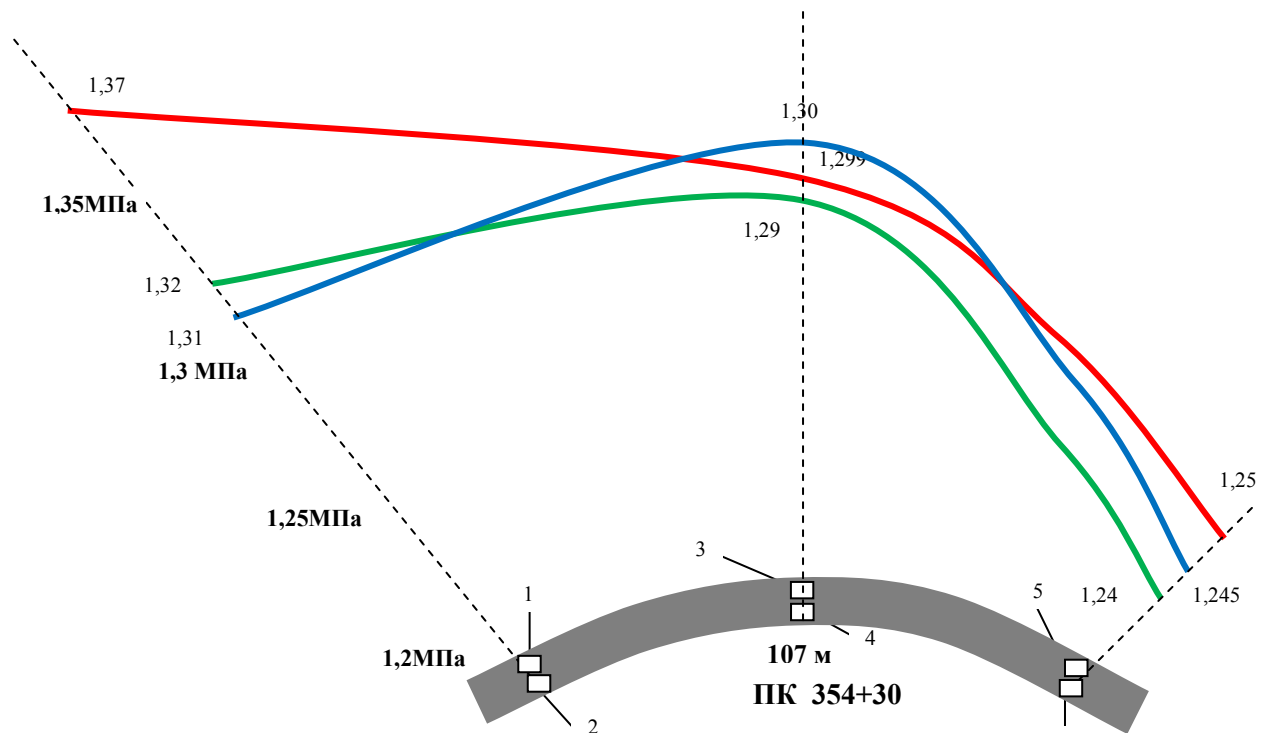


Рисунок 6.34 - Розподіл навантажень у склепінні кріплення.

— навантаження після 1 дня монтування, — на 7 день, — на 30 день; 1...6 – місця закріплення тензодатчиків



Аналіз результатів спостережень (рис. 6.34) показує, що навантаження гірського тиску сформувалися впродовж 3 місяців від спорудження тунелю та сприйняті конструкцією кріплення в межах пружного режиму деформування на шостий день після монтування, що забезпечило стійкий стан оточуючого масиву до моменту спорудження постійної обробки (впродовж 2017–2018 рр.). Загальні зрушення внутрішнього контуру тимчасової конструкції не перевищили 14–27 мм (без врахування початкових переміщень контуру оголення порід до моменту монтування кріплення).

Випробування несучої здатності анкерного посилення за допомогою штанговисмикувача показало, що зусилля защемлення анкерів у покрівлі становить не менше 0,10–0,12 МПа, а в боках – 0,03–0,05 МПа.

В цілому, застосована комбінована конструкція «рама – анкер – набризк-бетон» забезпечила геомеханічну стійкість тектонічно порушеного масиву на період будівництва великогабаритного тунелю.

У подальшому було виконано спорудження постійної залізобетонної обробки кругового обрису за допомогою механізованої опалубки (рис. 6.35).



Рисунок 6.35 - Механізована опалубка при заведенні у тунель

У травні 2018 р спорудження тунелю було завершено (рис.6.36).



Рисунок 6.36 - Внутрішнє спорядження завершеного тунелю

#### 6.5. Економічна ефективність впровадження розробок

Річний економічний ефект від застосування впровадження більш досконалого проектного рішення та меншої тривалості будівництва збіжок розраховувався шляхом зіставлення зведених затрат по замінному (базовому) та новому рішенню. Вихідні дані для розрахунку на тунель подано в таблиці 6.1.

Таблиця 6.1 - Техніко-економічні показники будівництва

Показники	Од. вимір.	Базове рішення	Нове рішення
1. Звітна вартість	тис. грн	15000,620	13760,351
2. Собівартість СМР	тис. грн	15000,620	13760,351
3. Тривалість будівництва	год.	0,7	0,5
4. Трудомісткість робіт	тис. люд.-год.	73,91	66,49

Графік порівняння кошторисної вартості будівництва за новим рішенням і традиційним (базовим) наведено на рисунку 6.37 :

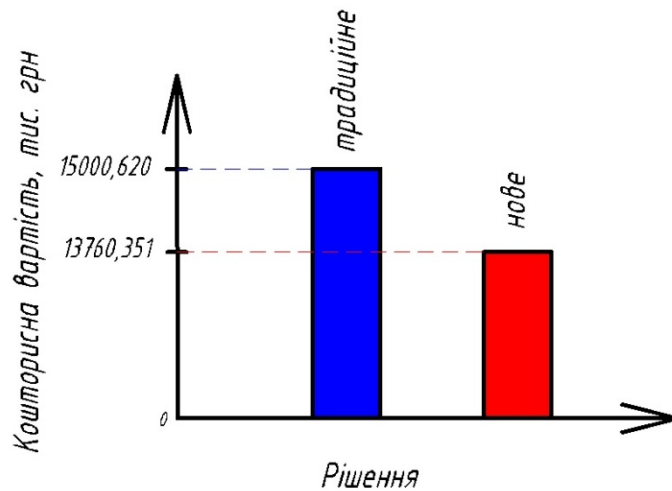


Рисунок 6.37 - Порівняльний графік кошторисної вартості

Показники для вихідних даних розрахунку отримані з локальних та об'єктних звітностей на спорудження тунелю (Додаток Д).

Річний економічний ефект визначається за формулою:

$$\mathcal{E} = \beta \cdot \varphi \cdot Z_1 - Z_2 \alpha_t \quad (6.1)$$

де  $Z_1$  – наведені затрати за базовою пропозицією, тис. грн;  $Z_2$  – наведені затрати за новою пропозицією, тис. грн;  $\beta$  – відношення корисних об'ємів спорудження,  $\beta = 1,0$ ;  $\varphi$  – коефіцієнт зміни терміну служби,  $\varphi = 1,0$ ;  $\alpha_t$  – коефіцієнт зведення до року завершення робіт,  $\alpha_t = 1$ .

Наведемо затрати за варіантами (табл. 6.2).

Таблиця 6.2 - Традиційне (базове) рішення

Роки будівництва	$Z_1$	$\alpha_t$	$Z_1 \cdot \alpha_t$
1-ий	15000,62	1,0	15000,62
Всього	15000,62	-	15000,62

Таблиця 6.3 - Нове рішення

Роки будівництва	$З_2$	$\alpha_t$	$З_2 \cdot \alpha_t$
1-ий	13760,351	1,0	13760,351
Всього	13760,351	-	13760,351

Річний економічний ефект становить:

$$\mathcal{E} = 15000,62 - 13760,351 = 1240,269 \text{ тис.грн}$$

Економію від випереджаючого введення в експлуатацію визначаємо за формулою:

$$\mathcal{E}_\phi = E_n \cdot \Phi \cdot (T_2 - T_1) = 0,15 \cdot 13760,351 \cdot (0,7 - 0,5) = 412,81 \text{ тис.грн}$$

де  $E_n$  – нормативний коефіцієнт ефективності капітальних вкладень;

$\Phi$  – вартість основних фондів, попередньо введених в дію, тис. грн.;

$T_1, T_2$  – тривалість будівництва за варіантами, в роках.

Загальний економічний ефект від нового рішення:

$$\mathcal{E} + \mathcal{E}_\phi = 1240,269 + 412,81 = 1653,079 \text{ тис.грн}$$

Трудомісткість зменшена на 7,42 тис.люд.-год.

Економія заробітної плати становить на 615,374 тис. Грн, менше.

### Висновки до розділу 6

1. Головними геомеханічними особливостями спорудження Бескидського тунелю є тектонічно порушений природний стан масиву та значні габарити виробки, що може вплинути на експлуатацію одноколійного діючого тунелю, розташованого паралельно на відстані 30 м.

2. Обрахунком деформацій підтверджена можливість розвитку руйнівного процесу навколо тунелю, причому зона обрушень може охопити масив з виникненням на поверхні зони осідання.

3. Запропоновано геомеханічний підхід будови підземної споруди у вигляді заощадливого поступового впливу на масив створенням перерізу



тунелю по частинах: спочатку верхня (калота), потім нижня (штрос), а відповідна реакція оточуючого масиву на кожному етапі порушення стійкості компенсується адаптованим регулюванням опору конструкції кріплення.

4. Математичним моделюванням визначені елементи комбінованої конструкції і розраховані конструктивні параметри кріплення під час спорудження тунелю по частинам.

5. Результати проведенного геомоніторингу підтвердили працездатність обраної конструкції в умовах будівництва Бескідського тунелю.

6. За результатами впровадження науково-технічних рішень отримано фактичний економічний ефект 1 млн. 654 тис. грн.

## ВИСНОВКИ

1. Аналізом попередніх наукових досліджень встановлено, що руйнування слабометаморфізованих порід в умовах впливу гірничих робіт системно не досліджувалось, а відомі результати мають обмежену надійність застосування.
2. Виконання інструментальних спостережень і лабораторних досліджень порід під час проведення та підтримання виробок дозволило визначити показники деформування та руйнування порід в умовах слабометаморфізованого масиву.
3. Аналітичні дослідження дозволили визначити умови стійкого стану масиву за розвитку зони руйнування порід, закономірності утворення та розвитку зон деформування порід навколо виробки.
4. Розроблені закономірності розповсюдження зон впливу від гірничих робіт у масиві та взаємодія їх із зоною зруйнованих порід навколо виробки дозволили розробити технічні засоби для забезпечення експлуатаційного стану виробки.
5. Проведені дослідно-промислові випробування ефективності технічних рішень по охороні виробок.
6. Розроблені науково-технічні рішення впроваджені на будівництві Бескідського тунелю з отриманням економічного ефекту у сумі 1 млн. 654 тис. грн.

## ЗАКЛЮЧЕННЯ

Дисертація є завершеною науково-дослідною роботою, в якій, спираючись на вперше встановлені залежності руйнівного деформування слабометаморфізованих порід, виконано узагальнення і отримано нове рішення актуальної науково-технічної проблеми руйнівного деформування приконтурних порід слабометаморфізованого масиву дією геотехнічних збурень.

Головні наукові і практичні результати полягають у наступному.

1. Визначено, що за перевищення межового напруженого стану ( $\gamma H > R^*$ ) утворення виробки у слабометаморфізованому масиві викликає інтенсифікацію енерговиділення потенційної енергії оточуючого масиву на глибину 0,7 – 0,9 діаметра виробки як прискорення розвантаження породних відслонень і реалізується у вигляді збільшення радіальної конвергенції порід: за швидкістю у 2,7 – 4,4 рази та початковим періодом у 1,5 – 2,8 рази.

2. Обґрунтовано, що внаслідок структурно-механічних особливостей слабометаморфізованих порід (тонкошаруватість складання, зменшене міжшарове зчеплення і низька об'ємна міцність) інтенсивність розшарування порід покрівлі має як за глибиною, так і у часі, експоненційно затухаючий розподіл і у діапазоні 0,8–3,6 м/добу викликає розвиток руйнування бічних порід з поділом їх магістральними тріщинами на окремі блоки різної форми залежно від швидкості розшарування порід покрівлі.

3. Запропоновано модель асимптотичного розвитку руйнування навколо виробки у вигляді затухаючого автоколивального перерозподілу нормальних напружень стискання та дотичних напружень розтягування у масиві, причому в умовах слабометаморфізованих порід зворотний взаємозв'язок руйнування бічних порід та наступної інтенсифікації розшарування порід покрівлі визначається додатковим збільшенням прольоту відслонення порід покрівлі при поширенні руйнування бічних порід.

4. Доведено, що врівноважений стан оточуючого масиву в процесі руйнівного деформування слабометаморфізованих порід навколо виробки досягається на основі загального механічного процесу розвитку зони руйнування та взаємодії дискретних елементів порід навколо виробки за умови досягнення зоною зруйнованих порід форми несиметричного еліпсу, яка відповідає еквівалентному співвідношенню квадратів головних діагоналей еліпсу руйнування до показника міцнісної анізотропії порід;

5. Встановлено, що за умови  $\frac{\gamma H}{R^*} > 0,75$  в межах одного літологічного шару слабометаморфізованих порід перевищення показника порізаності виробками більше 0,2 викликає утворення спільної зони підвищеного гірського тиску за рахунок об'єднання зон зруйнованих порід навколо кожної виробки, що має здатність радіального поширення в межах шару порід з додатковою інтенсифікацією цього процесу від паралельного проведення виробок, оконтурюванням ділянки масиву видобувними роботами та виконанням ремонтних робіт з вийманням зруйнованих порід;

6. Встановлено, що коефіцієнт послаблення міцності слабометаморфізованих порід, відслонених в шахтних умовах, пов'язаний з параметром  $\gamma H/R^*$  зворотно-степенною залежністю.

7. Обгрунтовано для умов слабометаморфізованих порід параметри режиму «жорсткої» роботи комбінованої конструкції постійного кріплення, які, на відміну від ініціалізації розшарування порід у піддатливих конструкціях, в діапазоні розрихлення обвалених порід 1,05–1,33 створюють демпфіруючу здатність цього шару порід за функцією ступеневого поліному у системі взаємодії «масив – навколоконтурний шар зруйнованих порід – конструкція кріплення», де згасання інтенсивності навантажень від розшарування порід покрівлі додатково компенсується ущільненням і відновленням несучої спроможності зруйнованих порід;

8. Обгрунтовано взаємозв'язок моменту спорудження кільцевої конструкції кріплення з інтенсивністю конвергенції оточуючих порід як



терміну відслонення породного контуру під час поетапного розкриття перерізу виробки, що забезпечує достатню реалізацію надлишкових напружень понад межового стану слабометаморфізованого масиву, виконанням замкнутої конструкції кріплення після 1,8 – 3,3 разового зменшення інтенсивності вертикальної конвергенції порід у початковому періоді прояву гірського тиску.

9. Розроблена та промислово випробувана система кріплення «замкнуте кріплення - шар армованих порід - масив», яка забезпечує рівновагу масиву слабкометаморфізованих порід у режимі пружного підпору та методику визначення щільності анкерного посилення постійного кріплення шляхом створення просторової конструкції з анкерів.

10. Розроблена технологія поетапного спорудження виробок на основі залежності інтенсивності деформаційного процесу навколо виробки від моменту створення замкнутої конструкції кріплення.

11. Розроблено галузевий нормативний документ «Руководство по охране горных выработок на шахтах Западного Донбасса» (ВНИМИ).

12. Розроблена і впроваджена комбінована кільцева конструкція двотаврового кріплення та анкерного посилення під час поетапного спорудження Бескідського тунелю.

## СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Филин А. П. Прикладная механика твердого деформируемого тела. Москва: Наука, 1975. 832 с.
2. Качанов Л. М. Основы механики разрушения. Москва: Наука, 1974. 312 с.
3. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов. Москва: Машиностроение, 1974. 472 с.
4. Екобори Т. Физика и механика разрушения и прочности твердых тел. / Пер. с англ. под ред. В. С. Ивановой. Москва: Металлургия, 1971. 264 с.
5. Надаи А. Пластичность и разрушение твердых тел. / Пер. с англ. под ред. Г. С. Шапиро. Москва : Иностранная литература, 1954. Т 1. 647 с.
6. Макклиток Ф., Аргон А. Деформация и разрушение материалов. / Пер. с англ. под ред. Е. М. Морозова и Б. М. Струнина. Москва: Мир, 1970. 443 с.
7. Панасюк В. В. Предельное равновесие хрупких тел с трещинами. Киев: Наукова думка, 1968. 246 с.
8. Филоненко-Бородич М. М. Механические теории прочности. Москва: МГУ, 1961. 84 с.
9. Ионоу В. Н., Селиванов В. В. Динамика разрушения деформируемого твердого тела. Москва: Машиностроение, 1987. 272 с.
10. Ягн Ю. И. Новые методы расчета на прочность. *Вестник инженеров и техников*. 1931. № 6. С. 27-37.
11. Баландин П. П. К вопросу о гипотезах прочности. *Вестник инженеров и техников*. 1937. № 1. С. 70-78.

12. Миролубов И. Н. К вопросу об обобщении теории прочности октаэдрических касательных напряжений на хрупкие материалы. *Труды ЛТИ*. 1953. № 25. С. 56-64.
13. Писаренко Г. С., Лебедев А. А. Сопротивление материалов деформированию и разрушению при сложном напряженном состоянии. Киев: Наукова Думка, 1969. 123 с.
14. Руппенейт К. В., Либерман Ю. М. Введение в механику горных пород. Москва: Госгортехиздат, 1960. 356 с.
15. Руппенейт К. В. Механические свойства горных пород. Москва: Углетехиздат, 1954. 289 с.
16. Протоdjаконов М. М. Обобщенное уравнение огибающих к предельным кругам напряжений Мора: сборник исследование физико-механических свойств горных пород применительно к задачам управления горным давлением. Москва: АН СССР, 1962. С. 82-89.
17. Bieniawski Z. Estimating the Strength of Rock Materials. *Journal Mining & Metallurgy*. 1974. Vol. 74. pp. 312- 320.
18. Hoek E., Brown E. T. Practical estimates of rock mass strength. *Int J. Rock Mech Min Sci*. 1997. № 34(8). pp. 1165–86.
19. Шашенко А. Н., Пустовойтенко В. П. Расчет несущих элементов подземных сооружений. Киев: Наукова Думка, 2001. 168 с.
20. Екобори Т. Научные основы прочности и разрушения материалов. / Пер. с япон. Киев: Наукова думка, 1978. 352 с.
21. Черепанов Г. П. Механика хрупкого разрушения. Москва: Наука, 1974. Т. 2. 854 с.
22. Надаи А. Пластичность и разрушение твердых тел. Москва: Мир, 1969. 864 с.
23. Давиденко Н. Н. Избранные труды. Киев, АН УССР, Ин-т пробл. прочности. 1981. Т.2. 488 с.

24. Фридман Я. Б. Механические свойства металлов: Деформация и разрушение. Москва: Машиностроение, 1974. Т. 1. 472 с.
25. Делоне Н. Б. Квантовая природа вещества. Москва: ФИЗМАТЛИТ, 2008. 208 с. ISBN 978-5-9221-0867-6.
26. Ставрогин А. Н., Протосеня А. Г. Прочность горных пород и устойчивость выработок на больших глубинах. Москва: Недра, 1985. 271 с.
27. Ставрогин А. Н., Протосеня А. Г. Механика деформирования и разрушения горных пород. Москва: Недра, 1992. 222 с. ISBN 5-247-00752-2
28. Журков С. Н. Кинетическая концепция прочности и самоорганизованная критичность в процессе разрушения материалов. Москва: Вести АН СССР, 1991. № 3. с. 46 – 48.
29. Френкель Я. И. Собрание избранных трудов. Том 2: Научные статьи. Москва–Ленинград: Изд. АН СССР, 1958. 600 с.
30. Аналитическая теория прочности горных пород и массивов: монография / за заг.ред. Г. Г. Литвинский. Донецк: Норд-Пресс, 2008. 207 с.
31. Кирничанский Г. Т. Элементы теории деформирования и разрушения горных пород. Киев: Наукова думка, 1989. 184 с.
32. Виноградов В. В. Геомеханика управления состоянием массива вблизи горных выработок. Киев: Наукова думка, 1989. 192 с.
33. Шашенко А. Н., Сдвижкова Е. А., Кужель С. В. Масштабный эффект в горных породах. Донецк: АРТПресс, 2004. 132 с.
34. Schultz, A. Untersuchungen über Dimensionen der Sicherheitspfletlern für den Saarbrücken Steinkohlenbergbau / A. Schultz. Hütten: Zeit, 1867. pp. 64.

35. Петренко В. Д., Тютюкин А. Л., Петренко В. И. Обзор аналитических и экспериментальных методов исследования взаимодействия массива и крепи. *Мости та тунелі: теорія, дослідження, практика*. 2012. Вип. 1. С. 75-81. DOI: 10.15802/bttrp2012/25968.
36. Müller L. Geomechanische Auswertung gefugekundlicher Details. *Geologie und Baundwesen*. 1959. № 1. pp. 32-47.
37. Ардашев К. А., Шик В. М. О предварительном расчете нарушения сплошности пород при проведении горных выработок. Ленинград: ВНИМИ, труды. 1968. №68, С. 73-79.
38. Ritter W. Die Static der Tunnelgewölbe. Berlin, 1879. pp. 276.
39. Протодяконов М. М. Давление горных пород и рудничное крепление. Москва–Ленинград: Новосибирск. 1933. Ч.І. 126 с., Ч.ІІ. 221 с.
40. Динник А. Н. Статьи по горному делу. Москва: Углетехиздат, 1957. 195 с.
41. Феннер Р. Исследование горного давления. В кн.: Вопросы теории горного давления. Москва: Госгортехиздат, 1961. С. 5-59.
42. Ростовцев Д. С. Гипотеза поведения горных пород при разработке каменноугольных месторождений. Москва: Уголь. 1933, №94. – С. 27-36.
43. Слесарев В. Д. Механика горных пород. Москва: Углетехиздат, 1948. 303 с.
44. Курносов А. М., Розентрертер Б. А. Лев Дмитриевич Шевяков. Москва: Наука, 1973. 224 с.
45. Кузнецов Г. Н. Предельные состояния твердых горных пород с учетом пространственной ориентации естественных поверхностей ослабления. Ленинград: Труды ВНИМИ, 1961. №43. С. 78- 86.

46. Кузнецов Г. Н. Моделирование проявлений горного давления. Москва: Недра, 1964. 420 с.
47. Кузнецов Г. Н. Графические методы оценки предельных состояний трещиноватого массива вокруг горных выработок: В сб. Совр. проблемы мех. гор. пород. Ленинград: Наука, 1972. С. 16-23.
48. Лабасс А. Давление горных пород в угольных шахтах. В кн.: Вопросы теории горного давления. Москва: ГНТИ, 1961. С. 59-92.
49. Руппенейт К. В. Некоторые вопросы механики горных пород. Москва: Углетехиздат, 1954. 384 с.
50. Либерман А. Н., Панов А. Д. Применение методов механики сплошных сред в исследованиях горного давления. Москва: ИГД им. А. А. Скочинского, 1962. 40 с.
51. Цимбаревич П. М. Механика горных пород. Москва: Углетехиздат, 1948. 181 с.
52. Лехницкий С. Г. Теоретическое исследование напряжений в упругом анизотропном массиве вблизи подземной выработки эллиптического сечения. Тр. ВНИМИ, 1962. №5. С. 74-101.
53. Родин И. В. К вопросу о решении задач гравитационного давления горных массивов на крепи подземных выработок. Доклады АН УССР, 1951. Т. 78. №3. С. 118-129.
54. Савин Г. Н. Влияние крепления на распределение напряжений возле узких подземных горных выработок. *Записки института горной механики АН УССР*. 1947. №5. 140 с.
55. Белаенко Ф. А., Дидык Р. П. Причины разрушения пород взрывом. *Горный журнал*. 1963. № 4. С. 32-35.
56. Савостьянов А. В. Управление состоянием массива горных пород. Київ: УМК ВО, 1992. 276 с.
57. Лавриненко В. Ф. Условия равновесия напряжений в нетронутом массиве. *Горный журнал*. 1982. №6. С. 17-22.

58. Булычев Н. С., Фотиева Н. Н., Стрельцов Е. В. Проектирование и расчет крепи капитальных выработок. Москва: Недра, 1986. 288 с.
59. Хоменко О. Е. Энергетический метод исследования зональной дезинтеграции горных пород. *Науковий вісник НГУ*. 2012. № 4. С. 44 – 54.
60. Пивняк Г. Г., Бондаренко В. И., Пилов П. И. Научные проблемы освоения угольных месторождений Украины. Днепропетровск: НГУ, Форум горняков, 2004. С. 107 – 114.
61. Гурдус А. В. Изучение причин вспучивания горных пород каменноугольной формации Донбасса и меры борьбы с этим явлением. Москва: ГОНТИ, 1933. 49 с.
62. Белозович И. М., Бондаренко А. П. Крепление горных выработок в поддувающих породах. Москва: Углетехиздат, 1951. 49 с.
63. Сыроватко М. В. О пучении глинистых пород в угольных шахтах. Москва: Углетехиздат, 1953. 35 с.
64. Kie Jan Tong Swelling rocks and the Stability of tunnels. *Prof. 6-th Congr. Inst. Science Rock Mechanics*. Melbourne, Apr. 1983, vol. 2, Themen D. Rotterdam, 1983, pp. 261-267.
65. Липский С. Б., Буткин Н. А. Борьба с пучением пород в шахтах Приморья. *Уголь*. 1975. №8. С. 43-45.
66. Черняк И. Л. Предотвращение пучения почвы горных выработок. Москва: Недра, 1978. 237 с.
67. Штумпф Г. Г. Исследование пучения пород в горных выработках. Сб. науч. тр. Крепление и охрана горных выработок. Новосибирск, 1981. №5. С. 80-85.
68. Freer J. Mine creeps. *Illinois Mining Institute*, Illinois, 1982, v.1, №3, p. 238-243.
69. Jones E. The control of creeps Colliery Eng. and Metal Mines, 1978, v.18(3), pp. 111-113.

70. Борисов А. А. Механика горных пород и массивов. Москва: Недра, 1980. 360 с.
71. Nelson A. Floor movements and their control. *Iron and Coal Trades Rev.* 1947, v. 154, pp. 36-41.
72. Лехницкий С. Г. Распределение напряжений вблизи горизонтальной выработки эллиптического сечения в трансверсально-изотропном массиве с наклонными плоскостями изотропии. *Механика твердого тела.* 1966. №2. С. 8-31.
73. Соколовский В. В. Статика сыпучей среды. Москва: Физматгиз, 1960. 392 с.
74. Platt J. Underclays of South Wales coalfields and their influence on floor penetration: PhD. the sis. University of Wales. Cardiff, 1956. pp. 11-21.
75. King R., Whittarer B. A review of current knowledge on roadway behavior, especially the problems on which futher information is required. *Symposium Strata Control in Roadways.* London. Institution of Mining Engineers. 1970, pp. 73-90.
76. Парашкевов Р. Върху избора на подходяща характеристика на крепежа заминни изработки, прокарани в слаби скали. *Минно дело и металлургия.* София: 1963, №1. С. 34-41.
77. Сонин С. Д., Шейхет М. Н., Черняк И. Л., Лукичев В. С. Борьба с пучением пород в горных выработках. Москва: Недра, 1966. 200 с.
78. Platt J. Underclays of South Wales coalfields and their influence on floor penetration. *University of Wales.* Cardiff. 1956. № 2. pp. 11-21.
79. Лыткин В. А. Механизм пучения пород в подземных выработках. Москва: Наука, 1965. 131 с.
80. Салустович А. Zaris mechaniki gorotworu. Катовице, Slask, 1965. 163 с.



81. Грецингер А. Г. Прогноз устойчивости пород почвы крутых пластов. *Уголь Украины*. 1986. №9. 23 с.
82. Ольденготт М. Поднятие почвы в выработках каменноугольных шахт и борьба с ним. Глюкауф (пер. с нем.). 1981. №12. С. 3-11.
83. Максимов А. П. Выдавливание горных пород и устойчивость подземных выработок. Москва: Госгортехиздат, 1963. 143 с.
84. Барановский В. И., Весков М. И., Газизов М. С. Методика прогнозирования устойчивости капитальных и подготовительных выработок и вмещающих пород. Москва: ИГД им. А.А. Скочинского, 1970. 40 с.
85. Барановский В. И., Весков М. И., Выборнова А. Н., Графова А. Я., Шмыков И. П. Методика выбора способов охраны подготовительных выработок от горного давления в условиях глубоких шахт. Москва: ИГД им. А.А. Скочинского, 1972. 27 с.
86. Воловик П. М. Фізика для університетів. Київ: Перун, 2005. 864 с.
87. Работнов Ю. Н. Механика деформируемого твердого тела. Москва: Наука, 1979. 743 с.
88. Ержанов Ж. С. Теория ползучести горных пород и ее приложения. Алма-Ата: Наука, 1964. 307 с.
89. Карташов Ю. М., Матвеев Б. В., Михеев Г. В., Фадеев А.Б. Прочность и деформируемость горных пород. Москва: Недра, 1979. 269 с.
90. Нейман Л. К., Мельников О. И. К расчету смещений пород в подготовительной выработке. В кн.: Горное давление и горные удары. Ленинград: Тр. ВНИМИ, 1974. №91. С. 63-66.

91. Ростовцев Д. С. Гипотеза поведения горных пород при разработке каменноугольных месторождений. *Уголь*. 1933. №94. С. 14-18.
92. Глюшинский В. Г. Горное давление и расчет крепей горизонтальных выработок. В кн.: Исследования горного давления. Москва: Госгортехиздат, 1960. С. 17-40.
93. Литвинский Г. Г. Структура и напряженное состояние микродефектного материала (горной породы). В сб.: Ground Control in Mining. Донецк: ДонГТУ, 2000. С. 28-48.
94. Шемякин Е. И., Фисенко Г. Л., Курленя М. В. Зональная дезинтеграция горных пород вокруг подземных выработок. ФТПРПИ, Ч.І. 1986. №3. С. 3-15., Ч.ІІ. 1986. №4. С. 3-13., Ч.ІІІ. 1987. №1. С. 3-8.
95. Комиссаров М. А. Некоторые вопросы поддержания подготовительных выработок в условиях пологих пластов Донбасса. В кн.: Вопросы охраны и крепления горных выработок. Москва: Недра, 1968. С. 34-45.
96. Липкович С. М., Костоманов А. И., Касьян Н. Н. Пучение почвы подготовительных выработок. *Разработка месторождений полезных ископаемых*. 1975. Вып. 42. С. 17-21.
97. Зборщик М. П., Осокин В. В. Внезапное поднятие почвы в подземных выработках. *Безопасность труда в промышленности*. 1981. №10. С. 37-39.
98. Krishna R., Whittaker B. Floor lift in mine roadways. *Colliery Guardian*, 1973, November, pp. 396-402.
99. Халимендик Ю. М. Обеспечение повторного использования участковых выработок. *Уголь Украины*. 2011. № 4. С. 18-21.
100. Литвинский Г. Г. Классификация проявлений горного давления по закономерностям разрушения пород вокруг подземных

выработок. Разработка месторождений полезных ископаемых. Київ: Респ. межвед. научн.-техн. сб., 1981. № 60. С. 3-12.

101. Заславский Ю. З., Зорин А. Н., Черняк И. Л. Расчеты параметров крепи выработок глубоких шахт. Киев: Техника, 1972. 153 с.

102. Schwarz B. Untersuchungen der Yebirgbewegungen um bermannische Hohlräume. Bergbauwiss, 1960, w. 7. pp. 18-29.

103. Глушко В. Т., Чередниченко В. П., Усатенко Б. С. Реология горного массива. Київ: Наукова думка, 1981. 172 с.

104. Шашенко А. Н. Деформируемость и прочность массивов горных пород. Национальный горный ун-т. Днепропетровск: НГУ, 2008. 224 с. ISBN 978-966-350-099-7

105. Петренко В. Д., Тютюкін О. Л., Святко І. О. Оцінка впливу укріплення земляного полотна ґрунтоцементними елементами. *Наука і прогрес транспорту*. 2016. №4 (64). С. 161-168. ISSN 2307-6666

106. Указания по рациональному расположению, охране и поддержанию горных выработок на угольных шахтах СССР. Ленинград: ВНИМИ, 1985. 222 с.

107. Руководство по проектированию подземных горных выработок и расчету крепи / ВНИМИ, ВНИИ ОМШС Минуглепрома СССР. Москва: Стройиздат, 1983. 272 с.

108. Инструкция по выбору рамной металлической горных выработок. Ленинград: ВНИМИ, 1986. 50 с.

109. Якоби О. Практика управления горным давлением. / Пер. с нем. Москва: Недра, 1987. 566 с.

110. Бенявски З. Управление горным давлением. / Пер. с англ. Москва: Мир, 1990. 254 с.

111. Фармер Я. Выработки угольных шахт. / Пер. с англ. Москва: Недра, 1990, 269 с.

112. Шмиголь А. В., Лишин В. П., Кириченко В. Я. Особенности проявления пучения пород различного литологического состава в почве горных выработок шахт Западного Донбасса. *Уголь Украины*. 1985. №12. С. 17-21.

113. Максимов А. П., Евтушенко В. В. Тампонаж горных пород. Москва: Недра, 1978. 180 с.

114. Стыцин В. И. Изучение проявлений горного давления в основных горных выработках шахт Западного Донбасса с целью выбора рациональных параметров крепей: дисс. ... канд. техн. наук: 23.00.02. Днепропетровск, 1972. 135 с.

115. Усаченко Б. М. Свойства пород и устойчивость горных выработок. Киев: Наукова думка, 1979. 135 с.

116. Выгодин М. А. Обоснование параметров армопородных грузонесущих конструкций на базе рамно-анкерных крепей и технология их сооружения в выработках шахт Западного Донбасса: дисс. ... канд. техн. наук: 23.00.02. Днепропетровск, 1990. 167 с.

117. Шмиголь А. В. Обоснование способа и средств крепления выемочных штреков в условиях шахт Западного Донбасса: дисс. ... канд. техн. наук: 23.00.02. Днепропетровск, 1989. 178 с.

118. Халимендик Ю. М., Барышников А. С., Халимендик В. Ю. О деформировании системы «крепь-массив» в условиях слоистых пород глубоких шахт. Наукові праці УкрНДМІ НАН України. 2014. № 14. С. 100-112.

119. Пучение пород почвы в выработках угольных шахт: монографія / за ред. А. Н. Шашенко, А. В. Солодянкин, А. В. Смирнов. Днепропетровск: Лизунов-Пресс, 2015. 256 с.

120. Мартюшев В. С., Лосев Г. Ф., Данилов Б. Г. Водоотлив в горных выработках с пучащей почвой. / *Шахтное строительство*. 1989, №9. С. 26-27.

121. Ямщиков В.С. Методы и средства исследования и контроля горных пород и массивов. Москва: Недра, 1982. 386 с.

122. Амусин Б. З., Линьков А. М. Применение метода переменных модулей в задачах линейно-наследственной ползучести. В кн. Горное давление и горные удары. Ленинград: ВНИМИ, 1973. С. 180-184.

123. Безазьян А. В. Использование инженерно-геологических данных для проектирования капитальных горных выработок. *Шахтное строительство*. 1979. №8. С. 12-14.

124. Безазьян А. В. Определение величины коэффициента структурного ослабления прочности горных пород в массиве. *Шахтное строительство*. 1987. №7. С. 15-17.

125. Ландау Л. Д., Лифшиц Е. М. Теория поля. Москва: Наука, 1973. 507 с.

126. Ракишев Б. Р. Энергоемкость механического разрушения горных пород. Алматы: Баспагер, 1998. 210 с.

127. . Черепанов Г. Л. Механика разрушения горных пород в процессе бурения. Москва: Недра, 1987. 308 с.

128. Rittinger P. R. Lehrbuch der aufbereitungskunde. Berlin, 1867. 169 с.

129. Основи теорії подібності та аналізу розмірностей та їх застосування в задачах механіки: Навчальний посібник / Упорядники: Т. Ю. Кепич та О. Г. Куценко. Київ: Нац. ун-т ім. Т.Г. Шевченко, 2004. 100 с.

130. Ивлев Д. Д., Ершов Л. В. Метод возмущений в теории упругопластического тела. Москва: Наука, 1978. 208 с.

131. Мусхелишвили Н. И. Некоторые основные задачи математической теории упругости. Москва: Наука, 1966. 709 с.

132. Хабибулин Б. Н. Теоремы Лиувилля для функций конечного порядка. *Уфа: Уфимский математический журнал*. 2012. Т. 8. № 4. С. 117-121.
133. Седов Л. И. Методы подобия и размерности в механике. Москва: Наука, 1987. 432 с.
134. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. Москва: Мир, 1989. 510 с. ISBN 5-03-000994-9.
135. Dundurs J., Lee M.-S. Stress concentration at a sharp edge in contact problems. *Journal Elasticity*. 1972. № 2. pp. 109-112.
136. Gdoutos E., Theocaris P. Stress concentrations at the apex of a plane indenter acting on an elastic half-plane. *Trans ASME, Journal Applied Mechanics*, Ser. E. 1975. № 42. pp. 688-695.
137. Comninou M. Stress singularities at a sharp edge in contact problems with friction. *ZAMP*. 1976. № 27. pp. 493-503.
138. Боджи Д. Действие поверхностных нагрузок на систему из двух соединенных вдоль одной из граней упругих клиньев, изготовленных из различных материалов и имеющих произвольные углы. *Прикладная механика. Труды Американского общества инженеров-механиков*. 1971. Т. 38. №2. С. 87-96.
139. Haddow J. On a plane strain wedge indentation paradox. *International Journal Mechanic Science*. 1967. №9. pp. 159-164.
140. Ford H., Alexander J. *Advanced Mechanics of Materials*. London: Longmans, 1963. 483 p.
141. Хилл Р. Математическая теория пластичности. Москва: Госгортехиздат, 1956. 407 с.
142. Bhasin Y., Oxley P., Roth R. An experimtnal-determined slip-line field for plane-strain wedge indentation of a plastic-rigid material. *Journal Mechanics and Physics Solids*. 1980. №28. pp. 149-156.
143. Баклашов И. В., Карпюзия Б. А. Механические процессы в породных массивах. Москва: Недра, 1986. 272 с.

144. Стовпник С. Н., Пирский А. А. Шахтные исследования пучения почвы в выработках Западного Донбасса. *Уголь Украины*. Київ. 1989. №11. С. 2-3.

145. Катков Г.А. Измерение нагрузок на крепь горных выработок. Москва: Недра, 1969. 136 с.

146. Поляков В. А. Расчет и конструирование кольцевой крепи из тонкостенных элементов открытого профиля, усиленных депланационными связями: дисс. ... канд. техн. наук: 05.15.04. Тула: ТулПИ, 1972. 198 с.

147. Улицкий И. И., Ривкин А. А. Железобетонные конструкции. Расчет и конструирование. Киев: Будівельник, 1972. 378 с.

148. Тимошенко, С. П. Устойчивость стержней, пластин и оболочек. Москва: Наука, 1971. 807с.

149. Стовпник С. Н., Пирский А. А. Влияние условий залегания на прочность вмещающих пород Западного Донбасса. *Весник Киевского политехнического института. Серия «Горная электромеханика и автоматика*. Киев: КПИ, 1992. №23. С. 43-44.

150. Инструкция по расчету и применению анкерной крепи на угольных шахтах России. СПб., ВНИМИ, 2000. - 70 с.

151. Стовпник С. Н., Пирский А. А., Кириченко М. Т., Гаркуша Г. М. Оценка погрешности нормативных положений при поддержании выработок на шахтах Западного Донбасса. *Весник Киевского политехнического института. Серия «Горная электромеханика и автоматика*. Киев: КПИ, 1990. №22. С. 50-52.

152. Wittke W. New Austrian Tunneling Method (NATM) Stability Analysis and Desing. Aachen (Germany), 2002. pp.424.